



AUTARQUIA ASSOCIADA À UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

**AVALIAÇÃO DE TUBULAÇÕES TRINCADAS EM
SISTEMAS PRIMÁRIOS DE REATORES NUCLEARES**

PWR

RUDOLF PETER DE JONG

**Dissertação apresentada como parte
dos requisitos para obtenção do Grau
de Mestre em Ciências na Área de
Tecnologia Nuclear - Reatores.**

**Orientador:
Dr. Julio Ricardo Barreto Cruz**

**São Paulo
2004**

INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
Autarquia associada à Universidade de São Paulo

AVALIAÇÃO DE TUBULAÇÕES TRINCADAS EM
SISTEMAS PRIMÁRIOS DE REATORES NUCLEARES
PWR

RUDOLF PETER DE JONG



Dissertação apresentada como parte dos
requisitos para obtenção do grau de Mestre em
Ciências na Área de Tecnologia Nuclear -
Reatores

Orientador:

Prof. Dr. Julio Ricardo Barreto Cruz

São Paulo

2004

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Julio Ricardo Barreto Cruz, pela orientação e suporte na realização deste trabalho.

Ao Coordenador de Programas e Projetos do Centro Tecnológico da Marinha (CTMSP), CMG (EN) Leonam dos Santos Guimarães, pelo apoio à realização deste trabalho.

Aos Engenheiros Rafael Fenili e Fábio Moreau, pelo apoio e auxílio na revisão do texto deste trabalho.

Aos meus muitos colegas do CTMSP/IPEN pelo apoio e amizade.

As minhas amadas esposa e filhas, pela compreensão, estímulo e confiança.

AVALIAÇÃO DE TUBULAÇÕES TRINCADAS EM SISTEMAS PRIMÁRIOS DE REATORES NUCLEARES *PWR*

Rudolf Peter de Jong

RESUMO

Tubulações que fazem parte de Sistemas Primários de Reatores *PWR* (*Pressurized Water Reactors*) são fabricadas com aços inoxidáveis austeníticos ou aços ferríticos de baixa liga com alta tenacidade, que são resistentes ao crescimento instável de defeitos. Uma trinca na tubulação deve causar um vazamento em uma quantidade considerável, permitindo sua identificação e quantificação, antes que possa ocorrer um crescimento da mesma, que levaria a uma ruptura catastrófica da tubulação. Esta é a essência do conceito de *LBB* (*Leak Before Break*). Uma etapa fundamental na aplicação do conceito *LBB* consiste na avaliação da estabilidade de trincas passantes postuladas em determinado sistema de tubulação.

Os métodos para avaliação de componentes trincados fabricados com materiais dúcteis requerem o emprego de parâmetros da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP). Uma vez que o uso de métodos numéricos para aplicar os conceitos da MFEP pode ser dispendioso e demanda bastante tempo, a existência dos chamados métodos simplificados, para avaliação de tubulações trincadas, é ainda considerada de grande relevância.

Neste trabalho, alguns dos métodos simplificados, procedimentos e critérios normalizados para avaliação do comportamento dúctil de componentes trincados, disponíveis na literatura, são descritos e avaliados. Discutem-se também aspectos relativos à caracterização dos materiais considerados no estudo, com vistas à aplicação destes métodos. Em uma etapa seguinte, aplicam-se esses métodos na determinação da carga de instabilidade de algumas configurações de tubulações sujeitas a carregamentos do tipo momento fletor, contendo trincas circunferenciais passantes. São consideradas variações de geometria e de material. As cargas de instabilidade obtidas para estas tubulações, como resultado da aplicação desses métodos, são analisadas e comparadas criticamente entre si e também com resultados de experimentos obtidos da literatura. Os casos estudados demonstram que os métodos considerados na pesquisa apresentaram resultados consistentes e com bom nível de precisão quanto às cargas máximas suportáveis pelas tubulações trincadas. Estes métodos também são aplicados em um Caso de Estudo. Os resultados obtidos são analisados visando dar suporte à verificação preliminar da aplicabilidade do conceito *LBB* para este Caso. Finalmente, apresentam-se algumas conclusões e recomendações.

ASSESSMENT OF CRACKED PIPES IN PRIMARY
PIPING SYSTEMS OF PWR NUCLEAR REACTORS

Rudolf Peter de Jong

ABSTRACT

Pipes related to the Primary System of Pressurized Water Reactors (PWR) are manufactured from high toughness austenitic and low alloy ferritic steels, which are resistant to the unstable growth of defects. A crack in a piping system should cause a leakage in a considerable rate allowing its identification, before its growth could cause a catastrophic rupture of the piping. This is the LBB (Leak Before Break) concept. An essential step in applying the LBB concept consists in the analysis of the stability of a postulated throughwall crack in a specific piping system.

The methods for the assessment of flawed components fabricated from ductile materials require the use of Elasto-Plastic Fracture Mechanics (EPFM). Considering that the use of numerical methods to apply the concepts of EPFM may be expensive and time consuming, the existence of the so called simplified methods for the assessment of flaws in piping are still considered of great relevance.

In this work, some of the simplified methods, normalized procedures and criteria for the assessment of the ductile behavior of flawed components available in literature are described and evaluated. Aspects related to the selection of the material properties necessary for the application of these methods are also discussed. In a next step, the methods are applied to determine the instability load in some piping configurations under bending and containing circumferential throughwall cracks. Geometry and material variations are considered. The instability loads, obtained for these piping as the result of the application of the selected methods, are analyzed and compared among them and with some experimental results obtained from literature. The predictions done with the methods demonstrated that they provide consistent results, with good level of accuracy with regard to the determination of maximum loads. These methods are also applied to a specific Study Case. The obtained results are then analyzed in order to give support to the preliminary verification of the applicability of the LBB concept to this Case. Finally, some conclusions and recommendations are presented.

SUMÁRIO

	Página
1 INTRODUÇÃO	
1.1 Contexto e Delimitação do Tema	1
1.2 Histórico	2
1.3 Justificativa da Escolha do Tema	5
1.4 Objetivos da Pesquisa	6
1.5 Forma de Encaminhamento do Trabalho e Organização do Texto	6
2 FUNDAMENTOS	
2.1 Introdução	8
2.2 <i>Leak Before Break (LBB)</i> – Conceito e Aplicabilidade	8
2.3 Conceitos Básicos da Mecânica da Fratura	14
3 MÉTODOS SIMPLIFICADOS DE AVALIAÇÃO DE TUBULAÇÕES TRINCADAS	
3.1 Considerações Gerais	22
3.2 Método J-T (Integral J – Módulo de Rasgamento T)	23
3.3 Método R6	26
3.4 Método <i>DPFAD (Deformation Plasticity Failure Assessment Diagram)</i>	30
3.5 Implementação Computacional dos Métodos	31
4 ALGUNS ASPECTOS SOBRE A DEFINIÇÃO DAS PROPRIEDADES DOS MATERIAIS E CARACTERÍSTICAS DOS CASOS ANALISADOS	
4.1 Introdução	32
4.2 Descrição das Geometrias, Características das Trincas e das Tubulações e suas Propriedades Mecânicas – Casos da Literatura	34
4.3 Características e Resultados de Experimentos Realizados em Tubos com Trincas Circunferenciais Passantes – Casos da Literatura	39
4.4 Características Geométricas e Propriedades Mecânicas dos Materiais Considerados – Caso de Estudo	41
5 RESULTADOS OBTIDOS APLICANDO-SE OS MÉTODOS SIMPLIFICADOS J-T, R6 E DPFAD, PARA OS CASOS DA LITERATURA (CL) E PARA O CASO DE ESTUDO (INAP)	
5.1 Momentos Máximos Obtidos; Resumo Comparativo dos Momentos	52

	Máximos em Relação aos Resultados Experimentais – Casos da Literatura	
5.2	Momentos Máximos Obtidos com a Aplicação dos Métodos – Caso de Estudo	54
5.3	Aplicação do Conceito <i>LBB</i> – Caso de Estudo	58
6	ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	
6.1	Discussão dos Resultados – Casos da Literatura	61
6.2	Discussão dos Resultados – Caso de Estudo	63
6.3	Análise de Sensibilidade quanto aos Resultados Obtidos - Caso de Estudo	66
6.3.1	Sensibilidade das Margens de Segurança ($L_{critico}$ / $L_{vazamento}$) x Material (<i>BEST FIT</i> ou <i>LOWER BOUND</i>)	67
6.3.2	Sensibilidade dos Momentos Máximos x Dimensão Inicial da Trinca	69
6.3.3	Sensibilidade dos Momentos Máximos x Correção das Curvas J_R (<i>LOWER BOUND</i>)	71
6.3.4	Sensibilidade dos Momentos Máximos x Material (<i>BEST FIT</i> ou <i>LOWER BOUND</i>)	72
7	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	77
	APÊNDICES	
A-	MÉTODO J-T: ROTEIRO DE APLICAÇÃO; DADOS, PARÂMETROS, FÓRMULAS; CÁLCULOS E RESULTADOS – CASO H – M.BASE	81
B-	MÉTODO <i>DPFAD</i>: ROTEIRO DE APLICAÇÃO; DADOS, PARÂMETROS, FÓRMULAS; CÁLCULOS E RESULTADOS – CASO H – M.BASE	93
C-	MÉTODO R6: ROTEIRO DE APLICAÇÃO; DADOS, PARÂMETROS, FÓRMULAS; CÁLCULOS E RESULTADOS – CASO H – M.BASE	101
D-	MOMENTOS MÁXIMOS (INSTABILIDADE) R_L inicial) E d_a MÁXIMO; VARIAÇÕES PERCENTUAIS DE $L_{inicial}$ E DE MOMENTOS MÁXIMOS – CASO DE ESTUDO	108
E-	CURVAS J_R E CURVAS TENSÃO-DEFORMAÇÃO REAIS (270°C) – CASOS DA LITERATURA – Metal BASE / SAW / SMAW – REFERÊNCIAS PARA SELEÇÃO DE MATERIAL DO CASO DE ESTUDO	112
F-	APLICAÇÃO DO CONCEITO <i>LBB</i> – CASO DE ESTUDO	115

ANEXOS

A- CÓDIGO <i>PICEP</i>	123
B- OBTENÇÃO DO PARÂMETRO H_I – MANUAL <i>EPRI</i>	124
C- ESCOLHA DE PONTOS POSTULADOS PARA RUPTURA DA TUBULAÇÃO	125
D- COMPORTAMENTO DOS MATERIAIS CONSIDERADOS	127
E- OBTENÇÃO E EXTRAPOLAÇÕES DAS PROPRIEDADES DOS MATERIAIS CONSIDERADOS	137
F- TESTES, GEOMETRIAS E DIMENSÕES DE CORPOS DE PROVA	148
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	161

LISTA DE TABELAS

		Página
TABELA 4.1	Dimensões e Geometrias dos tubos testados em experimentos – Casos da Literatura (CL)	36
TABELA 4.2	Propriedades mecânicas dos materiais dos tubos testados em experimentos – Casos da Literatura (CL)	37
TABELA 4.3	Vãos entre apoios e resultados de experimentos realizados – Casos da Literatura (CL)	40
TABELA 4.4	Parâmetros básicos de projeto da tubulação - Tubo SCH 160S - Aço inoxidável – Caso de Estudo	41
TABELA 4.5	Espessura mínima de parede da tubulação (Código ASME) – Aços inoxidáveis tipos: 304/316/347 – Tubo SCH 160S – Caso de Estudo	42
TABELA 4.6	Valores mínimos e de referência das propriedades mecânicas dos materiais (metal BASE/solda) dos tubos considerados neste trabalho - Materiais ASME: SA-312 / SA-358 (SA-240) / SA-376 / SA-376.SAW / SA-376.SMAW, tipos: 304 / 316 / 347	44
TABELA 4.7.A	Valores de propriedades e parâmetros associados à tenacidade (curvas J_R), oriundos de testes em corpos de Prova C(T) (Aço Austenítico SA-376 TP 304) com limites inferiores (LOWER BOUND) e oriundos de testes e experimentos realizados em metais BASE e materiais de solda (SAW e SMAW) com valores médios (BEST FIT), executados à temperatura de operação de 270 °C, a serem utilizados no Caso de Estudo	45
TABELA 4.7.B	Valores dos parâmetros da curva JT extrapolada para o ajuste (correção), conforme Apêndice A da NUREG-1061-Vol. 3 (1984) a partir de dados de testes realizados com corpos de prova C(T), em unidades do sistema inglês - Material ASME: Aço Austenítico SA-376 TP 304	47
TABELA 4.8	Valores de propriedades e parâmetros associados às curvas tensão-deformação médias e limite inferior de metais BASE e de materiais de solda (SAW e SMAW), obtidos à temperatura de operação de 270 °C, a serem utilizados no Caso de Estudo. (Materiais ASME: SA-358 / SA-376 / SA-376.SAW / SA-376.SMAW, tipos: 304 / 316)	48
TABELA 5.1	Resultados experimentais e Resultados obtidos com a aplicação dos métodos J-T, R6 e DPFAD – Casos da Literatura	53
TABELA 5.2	Margens de Segurança (SF) e Momentos Flectores Máximos (Instabilidade) – Métodos J-T e DPFAD (EPRI) / R6 – Caso de Estudo – Operação Normal + SSE	56
TABELA 5.3	Margens de Segurança (SF) e Momentos Flectores Máximos (Instabilidade) - Métodos J-T e DPFAD (EPRI) / R6 – Caso de Estudo - 1.414 x (Operação Normal + SSE)	57
TABELA 5.4	Margens de Segurança críticas (conservadoras) – Momentos Máximos – Caso de Estudo	58
TABELA 5.5	Margens de Segurança – Avaliação da tubulação trincada (dimensão de trinca) - Código PICEP – Curvas tensão-deformação, condição LOWER BOUND – Caso de Estudo	60
TABELA 6.1	Análise comparativa dos resultados obtidos com a aplicação dos métodos estudados versus resultados experimentais – Casos da Literatura	62

		Página
TABELA 6.2.A	Margens de segurança mais conservadoras – Métodos simplificados (MFEP) e Método carga limite – Caso de Estudo	65
TABELA 6.2.B	Crerios de avaliação das margens de segurança (conceito <i>LBB</i>) – Caso de Estudo	65
TABELA 6.2.C	Folgas percentuais nas margens de segurança mais conservadoras – Caso de Estudo	65
TABELA 6.3	Margens de Segurança - Avaliação da tubulação trincada (dimensão de trinca) – Código <i>PICEP</i> – Curvas tensão-deformação, condição <i>BEST FIT</i> – Caso de Estudo	68
TABELA 6.4	Variações percentuais das margens de segurança (a_c / LSC_1) – Código <i>PICEP</i> – Curvas tensão-deformação nas condições <i>LOWER BOUND</i> e <i>BEST FIT</i> – Caso de Estudo	68
TABELA 6.5	Variações percentuais dos Momentos Máximos (Instabilidade) em função das variações percentuais dos $L_{iniciais}$ – Condição <i>LOWER BOUND</i> – Métodos J-T e <i>DPFAD</i> – Caso de Estudo	70
TABELA 6.6	Variações percentuais das Margens de Segurança (SF) e dos Momentos Máximos (Instabilidade), das diversas combinações de curvas J_R e de curvas tensão-deformação nas condições <i>LOWER BOUND</i> e <i>BEST FIT</i> – Métodos J-T, <i>DPFAD</i> e R6 – Operação Normal + <i>SSE</i> – Caso de Estudo	75
TABELA 6.7	Variações percentuais das Margens de Segurança (SF) e dos Momentos Máximos (Instabilidade), das diversas combinações de curvas J_R e de curvas tensão-deformação nas condições <i>LOWER BOUND</i> e <i>BEST FIT</i> – Métodos J-T, <i>DPFAD</i> e R6 – 1,414 x (Operação Normal + <i>SSE</i>) – Caso de Estudo	76
TABELA F.1	Forças axiais e momentos fletores calculados no ponto "A" – Código <i>PIPESTRESS</i> – Operação Normal e <i>SSE</i> – Caso de Estudo	117
TABELA F.2	Carregamentos adotados para previsão de taxas de vazamentos e Avaliação da tubulação trincada no ponto "A" – Caso de Estudo	118
TABELA F.3	Comprimentos de trincas (LSC_1) considerando a taxa de vazamento de 19 litros/minuto (5 <i>gpm</i>) no ponto "A" – Condição de Operação Normal – Caso de Estudo	120
TABELA E.1	Informações típicas contidas nos bancos de dados de materiais	138
TABELA F.4	Testes específicos para obtenção de propriedades dos materiais para aplicação de métodos de avaliação de tubulações trincadas, definidos na <i>NUREG-1061</i> –Vol. 3 (1984)	151

LISTA DE FIGURAS

		Página
FIGURA 2.1	Sistema de coordenadas na ponta da trinca	15
FIGURA 2.2	Regiões de Domínio (parâmetros K , J) no Regime Elasto-Plástico	16
FIGURA 2.3	Representação dos estágios do processo de fratura dúctil (curva J_R), para o modo I de abertura da trinca	19
FIGURA 2.4	Representação gráfica da instabilidade dúctil	20
FIGURA 3.1	Determinação do J correspondente ao ponto de instabilidade (Método J-T)	24
FIGURA 3.2	Determinação da carga de instabilidade (Método J-T)	25
FIGURA 3.3	Diagrama FAD	28
FIGURA 4.1	Configuração adotada para representação de uma trinca circunferencial passante em uma tubulação	35
FIGURA 4.2	Representação esquemática de tubulação com trinca circunferencial passante submetida a carregamento de momento fletor considerando quatro pontos de aplicação do carregamento (<i>four-point bending</i>)	39
FIGURA 4.3.A1	Curvas J_R – Metal BASE / SAW / SMAW – BF (valores médios) e LB (valores inferiores) – 270°C – Caso de Estudo	49
FIGURA 4.3.A2	Curvas J_R – Corpos de Prova C(T) – SEM CORREÇÃO / COM CORREÇÃO – Metal BASE / SAW / SMAW – 270°C – Caso de Estudo	50
FIGURA 4.3.B	Curvas tensão-deformação reais – Metal BASE / SAW / SMAW – BF (valores médios) e LB (valores inferiores) – 270°C – Caso de Estudo	51
FIGURA 6.1	Variações percentuais dos Momentos Máximos (instabilidade) em função das variações percentuais dos L iniciais – Condição LOWER BOUND – Métodos J-T e $DPFAD$ – Caso de Estudo	70
FIGURA F.1	Esquema simplificado do SRR da INAP – Caso de Estudo	115
FIGURA F.2	Curva de taxas de vazamentos \times comprimentos de trinca – Código $PICEP$ – Caso de Estudo	121
FIGURA B.1	Exemplo de curvas parametrizadas em η e θ/π para obtenção do valor do fator H_I , para a relação $R/t = 5$ – Manual do EPR	124
FIGURA D.1	Micromecanismos de fratura em metais	127
FIGURA D.2	Nucleação, crescimento e coalescência de vazios em metais dúcteis	128
FIGURA D.3	Descarregamento em material deformado plasticamente	130
FIGURA D.4	Modelos simplificados de curvas tensão-deformação	131
FIGURA D.5	Curvas J_R comparativas entre carregamento monotônico e diferentes carregamentos cíclicos em corpos de prova C(T) “A23” executados em aço austenítico tipo 304 a 288°C, com incremento de deslocamento $0,1 \delta_i$	135
FIGURA D.6	Efeito da razão entre a tensão de escoamento e tensão de ruptura e a variação do valor da tenacidade devido a carregamentos sísmicos (aços austeníticos)	136
FIGURA E.1	Curvas tensão-deformação de engenharia (<i>engineering</i>) e real (<i>true</i>) típicas de materiais dúcteis	142
FIGURA E.2	Curvas tensão-deformação de engenharia (<i>engineering</i>) e real (<i>true</i>) em Aço – SA-333 Gr6	143

FIGURA E.3	Representação gráfica da relação tensão-deformação no regime plástico, em papel di-log	144
FIGURA F.3	Modos de carregamento (I – II – III) aplicáveis a uma trinca	154
FIGURA F.4.A	Corpo de prova típico – C(T)	156
FIGURA F.4.B	Corpo de prova típico – <i>SENB</i>	156
FIGURA F.4.C	Perfis de corpos de prova tipo C(T) e <i>SENB</i> , assumindo que tenham as mesmas características dimensionais (B, W, a)	157
FIGURA F.5	Representação das notações de direção dadas a corpos de prova retirados de tubulações	158

LISTA DE ABREVIATURAS E/OU SIGLAS

AEF	-	Análise por Elementos Finitos
ANS	-	<i>American Nuclear Society</i>
ANSI	-	<i>American National Standards Institute</i>
ANSYS	-	Programa de Computador para Análise Estrutural (EF)
ASME	-	<i>The American Society of Mechanical Engineers</i>
ASTM	-	<i>American Society for Testing and Materials</i>
BEST	-	Valores de propriedades mecânicas ou parâmetros considerados como médias (BF)
FIT	-	
CFR	-	<i>Code of Federal Regulations</i> (Lei Americana)
CNEN	-	Comissão Nacional de Energia Nuclear
C(T)	-	<i>Compact Tension</i> (Corpo de prova compacto sob tração)
CTMSP	-	Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo
CTOD	-	<i>Crack-Tip Opening Displacement</i> (Deslocamento de abertura da ponta da trinca)
DEGB	-	<i>Double End Guillotine Break</i> (Rompimento completo da seção transversal da tubulação)
DPFAD	-	<i>Deformation Plasticity Failure Assessment Diagram</i>
EF	-	Elementos Finitos
END	-	Ensaio Não Destrutivo
EPRI	-	<i>Electric Power Research Institute</i>
EPT	-	Estado Plano de Tensões
EUA	-	Estados Unidos da América
exp(x)	-	Exponencial de x (e^x)
FAD	-	<i>Failure Assessment Diagram</i>
FLET	-	<i>Flaw Evaluation by Tearing Instability</i> (programa de computador)
FLOW STRESS	-	Tensão de escoamento generalizada, utilizada para incorporar o efeito do encruamento (para definição ver símbolo σ_{FS})
FMT	-	Força Motriz da Trinca
GE	-	<i>General Electric</i>
gpm	-	<i>gallons per minute</i> (galões americanos por minuto)
HAZ	-	<i>Heat Affected Zone</i> (zona termicamente afetada)
IEEE	-	<i>Institute of Electrical and Electronical Engineers</i>
IGSCC	-	<i>Intergranular Stress Corrosion Cracking</i>
INAP	-	Instalação Nuclear a Água Pressurizada
IPEN	-	Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares

J-T	- Método J-T (Integral J – Módulo de Rasgamento T)
LBB	- <i>Leak Before Break</i>
LOCA	- <i>Loss of coolant accident</i> (Acidente por perda de refrigerante)
LOWER BOUND	- Valores de propriedades mecânicas ou parâmetros considerados como limite inferior (LB)
LSC	- <i>Leakage Size Crack</i>
LSC ₁	- Comprimento de trinca capaz de produzir um vazamento detectável pelo sistema de monitoração da planta
MEF	- Método dos Elementos Finitos
MFEL	- Mecânica da Fratura Elástica Linear
MFEP	- Mecânica da Fratura Elasto-Plástica
NRC	- <i>Nuclear Regulatory Commission</i>
NUREG	- <i>Nuclear Regulatory Guide</i>
PICEP	- <i>Pipe Crack Evaluation Program</i> (programa de computador)
PVRC	- <i>The Pressure Vessel Research Council</i>
PWR	- <i>Pressurized Water Reactor</i> (Reator refrigerado a água pressurizada)
R6	- Método R6
SAW	- <i>Submerged Arc Weld</i> (processo de solda a arco submerso)
SDS	- Sismo de desligamento seguro; é definido como sendo o terremoto que produz o máximo movimento vibratório do solo, durante o qual determinadas estruturas e sistemas devem ser projetadas a se manter funcionais (idem SSE)
SENB	- <i>Single Edge Notch Bend</i> (Barra sob flexão em três pontos com entalhe em um dos lados)
SI	- Conforme aplicação no texto = <i>Stress Intensity</i> ou Sistema Internacional de unidades
SMAW	- <i>Shielded Metal Arc Weld</i> (processo de solda por eletrodo revestido)
SRR	- Sistema de Resfriamento do Reator
SSE	- <i>Safe Shutdown Earthquake</i> (idem SDS)
SSY	- <i>Small Scale Yielding</i> (Situação em que há escoamento (plasticidade) em pequena escala)
USNRC	- <i>United States Nuclear Regulatory Commission</i>

LISTA DE SÍMBOLOS (NOMENCLATURA)

Variável	Descrição / Significado
$\frac{1}{2}T$	- Metade da espessura unitária (= 12,7 mm = 0,5")
1T	- Espessura unitária (= 25,4 mm = 1")
2θ	- Ângulo de trinca circunferencial passante
A	- Área da seção transversal de um componente
a	- Tamanho da trinca
a_c	- Comprimento crítico (admissível) de trinca circunferencial passante
a/W	- Relação entre o tamanho da trinca e a largura do corpo de prova
B	- Espessura de um corpo de prova
b_0	- Ligamento remanescente de um corpo de prova (= W - a)
D	- Diâmetro externo da tubulação
da	- Extensão infinitesimal de uma trinca
E	- Módulo de elasticidade
J	- Integral J
J_{Ic}	- Tenacidade associada ao início de crescimento de uma trinca no modo I
K	- Fator intensidade de tensão
K_I	- Fator intensidade de tensão associado com o crescimento instável da trinca no modo I
K_{Ic}	- Fator intensidade de tensão crítico no estado plano de deformações, associado com o crescimento instável da trinca no modo I
M	- Momento fletor
n	- Expoente de ajuste da equação Ramberg-Osgood, relacionado ao fator de encruamento do material
Pm	- Tensão primária de membrana generalizada
R ou R_m	- Raio médio da tubulação
Sm	- Limite admissível para o material (conforme definido na Subseção NB do <i>ASME</i>)
Su	- Limite de ruptura do material
Sy	- Limite de escoamento do material
T	- Módulo T (Rasgamento Dúctil)
W	- Largura de um corpo de prova
α	- Coeficiente de ajuste da equação Ramberg-Osgood
Δa_{\max}	- Crescimento máximo permitido da trinca (= 0,05 b_0) para que um valor de tenacidade seja válido para determinar T_0
\mathcal{E}_n ,ref	- Deformação genérica de referência do ajuste de Ramberg-Osgood
ν	- Coeficiente de Poisson
σ_0	- Tensão de escoamento ou Limite de escoamento (Também definida por σ_{YS} ou σ_e em nosso estudo)
$\bar{\sigma}_{FS}$ (ou σ_{fs})	- Tensão de escoamento generalizada (<i>Flow Stress</i>) (Neste trabalho foi definida como: $(\sigma_{ys} + \sigma_{uts})/2$)

Variável	Descrição / Significado
σ_{YS} (ou σ_{YS})	- Tensão de escoamento (0,2%) (<i>Yield Stress</i>) ou Limite de escoamento (Também definida por σ_0 ou σ_e em nosso estudo)
σ_e	- Tensão de escoamento ou Limite de escoamento (Também definida por σ_{YS} ou σ_0 em nosso estudo)
σ_{UTS} (ou σ_{UTS})	- Tensão de ruptura (<i>Ultimate Tensile Strength</i> ou <i>Ultimate Stress</i>)
$\sigma_{o.ref}$	- Tensão de referência do ajuste de Ramberg-Osgood

1 INTRODUÇÃO

1.1 Contexto e Delimitação do Tema

Por exigência dos órgãos reguladores da atividade nuclear, desde 1973 os critérios de projeto para tubulações de alta energia (temperatura $> 93^{\circ}\text{C}$ e/ou pressão $> 1,9$ MPa), caso no qual se enquadram as tubulações de Sistemas de Resfriamento de Reatores *PWR* (*Pressurized Water Reactors*), baseiam-se na hipótese de ocorrência de uma ruptura súbita da seção transversal completa de uma tubulação (*DEGB - Double-Ended Guillotine Break*). A proteção da central nuclear contra os efeitos dinâmicos de um *DEGB* hipotético requer a utilização de dispositivos para restringir o chicoteamento da tubulação (*pipe whip restraints*) e barreiras contra jatos de fluido (*jet impingement shields*) (*ANSI/ANS - 58.2, 1980* e *ANSI/ANS - 58.3, 1997*). A instalação de tais dispositivos por si só tem conseqüências negativas em relação à segurança, por causa da redução de acesso para inspeções em serviço e aumento da exposição de pessoas à radiação, por ocasião destas inspeções.

Avaliações experimentais e analíticas mostraram que a probabilidade de ocorrência de um *DEGB* na maioria das tubulações nucleares de alta energia é extremamente baixa. As tubulações objeto de nosso trabalho são fabricadas com aços inoxidáveis austeníticos ou aços ferríticos de baixa liga com alta tenacidade, que são resistentes ao crescimento instável de defeitos.

Uma alternativa aceita pelos órgãos reguladores é a adoção do conceito *LBB* (*Leak Before Break*), conforme detalhado na seção 2.2. Este conceito considera que, uma trinca na tubulação deve causar um vazamento numa quantidade considerável, possível de ser detectado, antes que possa ocorrer um crescimento da mesma, que levaria a uma ruptura catastrófica da tubulação (*BEAUDOIN, B.F. et al., 1990* e *NSAC/114, 1987*).

Portanto, se uma análise conservadora da integridade estrutural da tubulação mostrar que esse vazamento pode ser detectado e reparado antes que uma ruptura súbita aconteça, os órgãos reguladores dispensam a postulação de um *DEGB* hipotético e a consideração dos seus efeitos dinâmicos (*STANDARD REVIEW PLAN 3.6.3, 1987*). Como conseqüência, os dispositivos de proteção mencionados podem ser removidos, trazendo um benefício imediato em termos de segurança e economia (*MUKHERJEE, S.K. et al., 1989*). Tendo em vista essas vantagens, o conceito de *LBB* vem sendo amplamente

aplicado na indústria nuclear, tendo sido empregado em centrais nucleares americanas, alemãs e francesas. Foi utilizado para eliminar os suportes do sistema de resfriamento do reator da Usina Nuclear de Angra 2, com base no parecer favorável da CNEN definido no documento “Modificações de Conceito de Falha Catastrófica nas Tubulações do Sistema de Refrigeração do Primário de Angra-2 - Relatório de Avaliação de Segurança da CNEN, MA.2/DR.3 n. 03/90, Jan. 1990, rev1”.

As metodologias para avaliação de integridade estrutural representam um fator importante no desenvolvimento de projetos estruturais seguros e otimizados. Foram desenvolvidos alguns métodos analíticos simplificados e procedimentos de engenharia para avaliação de estruturas contendo trincas (reais ou postuladas) executadas com materiais dúcteis e sujeitas a diferentes tipos de carregamentos.

O tema do presente trabalho se insere no contexto da aplicação do conceito de *LBB* a tubulações nucleares, com ênfase na última etapa da metodologia de *LBB*, ou seja, o estudo e utilização de métodos simplificados para avaliação de tubulações trincadas do sistema primário de reatores nucleares *PWR*, considerando várias geometrias e condições de carregamento. Foram escolhidos alguns casos genéricos obtidos de experimentos realizados (encontrados na literatura) e também um Caso de Estudo relacionado à tubulação principal do Sistema de Resfriamento do Reator da INAP (Instalação Nuclear a Água Pressurizada), em desenvolvimento pelo CTMSP (Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo).

O trabalho ficou restrito a tubulações com alta tenacidade, como as executadas em aço inoxidável austenítico, submetidas a momento fletor, com trincas circunferenciais passantes, por ser este tipo de trinca a considerada mais crítica quanto à ocorrência de um *DEGB*.

Foi analisada também, de forma preliminar, a aplicabilidade do conceito de *LBB* ao Caso de Estudo.

1.2 Histórico

Faremos um breve histórico da evolução dos métodos simplificados para avaliação de integridade de componentes contendo trincas, objetos de nosso trabalho.

A primeira proposta de um procedimento para avaliação da integridade de estruturas contendo trincas surgiu no Reino Unido em 1976, sendo denominado procedimento **R6** (HARRISON, R. P. et al., 1976). Para uma dada resistência do material e uma certa configuração de trinca, o procedimento provê uma relação entre a força motriz

da trinca e a plasticidade que, quando representada graficamente, fornece uma curva separando duas regiões: uma delas considerada segura e a outra potencialmente insegura. Esse esquema de avaliação ficou conhecido como diagrama *FAD* (*Failure Assessment Diagram*), mas mostrou-se, à época, inadequado para representar efeitos geométricos da estrutura trincada e o comportamento de materiais com capacidade de encruamento.

Em 1981, foi proposta uma metodologia mais avançada para calcular a força motriz da trinca, que leva em conta o encruamento do material e baseia-se no conceito de crescimento de trinca controlado pela integral- J da MFEP (Mecânica da Fratura Elasto-Plástica). Essa metodologia utiliza um esquema para estimativa do parâmetro J e foi publicada na forma de um manual pelo *EPRI / GE* (*Electric Power Research Institute / General Electric*) (KUMAR, V. et al., 1981). Este documento propõe alguns métodos gráficos para previsão do início de crescimento, crescimento estável e crescimento instável de trinca, combinando estimativas de força motriz da trinca (J aplicado) com a curva J_R de resistência à fratura do material, obtida por meio de ensaios de corpos de prova.

BLOOM, J. M. and MALIK, S. N., (1982) utilizaram o esquema para estimativa de J do manual *EPRI / GE* e propuseram um diagrama *FAD* que incluiu o mecanismo de falha por rasgamento dúctil. O diagrama foi denominado *DPFAD* (*Deformation Plasticity Failure Assessment Diagram*). Por meio do diagrama *DPFAD* é possível identificar qual o mecanismo de falha da estrutura: fratura frágil, rasgamento dúctil ou colapso plástico. A partir desta identificação, é possível aplicar a metodologia adequada para avaliação de sua integridade. Para fratura frágil, utiliza-se a MFEL (Mecânica da Fratura Elástica Linear); para rasgamento dúctil, a MFEP; e para o colapso plástico, o método da carga limite. No caso de rasgamento dúctil, o diagrama permite ainda a previsão da carga correspondente ao início do crescimento de trinca, da carga de instabilidade e das margens de segurança a elas associadas. Denominado de **método DPFAD**, teve ampla aceitação na indústria nuclear. Um bom exemplo é o seu uso para verificação de instabilidade de trincas postuladas em tubulações nucleares de alta energia, nas avaliações do conceito *LBB*.

Um método alternativo também muito utilizado na avaliação de instabilidade de trincas em tubulações é o chamado **método J-T** (PARIS & JOHNSON, 1983). Nesse

método, o critério de instabilidade é expresso por meio do módulo de rasgamento T . A intersecção de duas curvas no espaço $J \times T$ (a curva JT aplicada e a curva JT do material) define os valores de J e T correspondentes à falha do componente trincado. O carregamento admissível é determinado a partir de um gráfico de J aplicado versus carregamento, entrando-se com o valor de J determinado anteriormente.

A evolução dos métodos simplificados para avaliação da integridade de componentes trincados tem acontecido em função dos avanços na área da MFEP.

Em 1988, foi publicada a **revisão 03 do método R6 (MILNE, I. et al., 1988)** a qual, com base no desenvolvimento dos estudos da MFEP ocorridos até abril de 1987, introduz métodos para tratar o modo de falha “rasgamento dúctil”.

O documento **PD6493**, que aborda o método R6, foi publicado inicialmente em 1980 e revisado em 1991. Em 1999 foi novamente revisado e emitido como a norma inglesa **BS-7910** pela suficiente experiência obtida no uso dos métodos descritos. O documento original **PD6493 (1991)**, foi cancelado.

Em 1989, foi publicado um manual pelo **EPRI (ZAHOOR, A., 1989)** incluindo soluções para geometrias mais complexas. Este manual tem se mostrado uma ferramenta valiosa para engenheiros que trabalham com problemas de fratura dúctil e representa a única fonte de soluções tabeladas. No entanto, existem dificuldades inerentes na aplicação de seu conteúdo; um exemplo crítico é a questão da interpolação ou extrapolação de parâmetros de entrada dos problemas que se apresentam em casos específicos.

Existem outras metodologias de análise não abordadas neste trabalho, como por exemplo:

- *NSC – NET SECTION COLLAPSE*, (KANNINEN, M. F. et al., 1976);
- o método *PARIS/TADA* (PARIS P. C., TADA, H., 1983);
- o método *LBB.NRC* (KLECKER et al., 1986);
- o método *LBB.GE* (BRUST, F. W., 1987);
- o método *ETM – Engineering Treatment Model* (SCHWALBE, K. H. et al., 1991);
- o método *DFM – Ductile Fracture Method* (LANDES, J. D. et al., 1993);
- o método *LBB.ENG2* (GILLES, P., BRUST F. W., 1994); e
- o método *LBB.ENG C* (MIURA N., 1999).

No Caso de Estudo empregar-se-á também, como uma forma de verificação

complementar, o método de análise “carga limite”, o qual define, para os materiais considerados, os limites superiores de cargas de falha. Neste tipo de análise, assume-se que o material elástico perfeitamente plástico é tão tenaz, que nenhum crescimento de trinca ocorre antes de se atingir a carga máxima; que a seção resistente (crítica) se torna completamente plástica e a tensão atuante é constante e definida com sendo uma tensão de escoamento generalizada (*flow stress*).

1.3 Justificativa da Escolha do Tema

Os principais aspectos e problemas associados com a avaliação de tubulações trincadas, que motivaram este trabalho de pesquisa, são:

- (1) a necessidade de se demonstrar níveis adequados de confiabilidade na aplicação de alguns dos métodos disponíveis de avaliação de tubulações contendo trincas circunferenciais passantes fabricadas com materiais dúcteis, considerando variações em características geométricas e propriedades de material;
- (2) a necessidade de se verificar, mesmo que de forma preliminar, a viabilidade da aplicação dos métodos para avaliação de tubulações trincadas estudados e a aplicação do conceito *LBB* ao Caso de Estudo, de forma a se prosseguir o desenvolvimento do projeto de Arranjo Interno da Contenção Nuclear da INAP, considerando a não utilização de dispositivos necessários para restringir o chicoteamento de tubulações e eliminação das barreiras consideradas não essenciais contra jatos de fluido;
- (3) a necessidade de determinar critérios para a caracterização dos materiais dos tipos considerados neste trabalho.

Como não há ainda estudos conclusivos e procedimentos completamente estabelecidos sobre a avaliação de tubulações trincadas, o desenvolvimento nesta área é bastante necessário e de grande interesse. Além disto, os mesmos ajudarão a eliminar conservadorismos desnecessários no projeto de tubulações enquadradas no escopo destes estudos, levando, conseqüentemente, à redução de custos e, ao mesmo tempo, garantindo margens de segurança adequadas em instalações nucleares de potência.

Convém ressaltar ainda que, nos últimos anos, nota-se uma forte tendência à extensão da vida útil de plantas nucleares em operação, por motivos econômicos e estratégicos.

No projeto da INAP, que deverá ser dotada de um reator nuclear *PWR* de pequena potência, em desenvolvimento no âmbito do CTMSP, as abordagens decorrentes deste trabalho terão as necessárias e adequadas aplicações. É importante notar que as contribuições deste trabalho poderão ser eventualmente utilizadas também em outros ramos industriais como, por exemplo, na indústria petro-química.

1.4 Objetivos da Pesquisa

Os principais objetivos deste trabalho de pesquisa são:

- a) Levantamento e estudo de métodos para avaliação de tubulações contendo trincas circunferenciais passantes submetidas a momento fletor, em tubulações fabricadas com materiais dúcteis;
- b) Definição de critérios para caracterização das propriedades dos materiais consideradas nesse tipo de avaliação;
- c) Aplicação de alguns métodos de avaliação a casos de tubulações trincadas obtidos na literatura, com variações em características geométricas, de propriedades de material e análise comparativa dos resultados;
- d) Estudo do conceito *LBB* e de seus limites de aplicabilidade;
- e) Aplicação dos métodos de avaliação para a verificação preliminar da aplicabilidade do conceito *LBB* ao Caso de Estudo;
- f) Análise comparativa dos resultados obtidos, para o Caso de Estudo, com a aplicação dos diferentes métodos, considerando variações em características geométricas e propriedades de material; e
- g) Discussão dos resultados e recomendações.

1.5 Forma de Encaminhamento do Trabalho e Organização do Texto

Neste capítulo 1 são tecidas considerações gerais relacionadas com o desenvolvimento deste trabalho.

No capítulo 2 é apresentado um resumo bibliográfico dos conceitos e fundamentos teóricos nos quais este trabalho de pesquisa se baseia.

No capítulo 3 são descritos sucintamente e analisados os métodos de avaliação de trincas considerados neste trabalho.

No capítulo 4 são apresentadas as características geométricas, mecânicas e

físicas dos materiais considerados e descritos aspectos sobre a caracterização destes materiais, visando a aplicação de conceitos e dos métodos estudados.

No capítulo 5 são apresentados os momentos máximos obtidos com a aplicação dos métodos de avaliação de trincas estudados, para os diversos casos considerados; bem como as margens de segurança obtidas considerando a implementação, preliminar, do conceito *LBB* ao Caso de Estudo.

No capítulo 6 discutem-se os resultados obtidos para o Caso de Estudo e os Casos da Literatura com a aplicação dos métodos considerados. São feitas comparações entre os mesmos e entre estes e os resultados dos diversos experimentos realizados. São feitas ainda algumas análises de sensibilidade quanto aos resultados obtidos para o Caso de Estudo.

O capítulo 7 resume as principais conclusões do trabalho a partir dos resultados e das discussões apresentadas nos capítulos anteriores e sugere alguns trabalhos de pesquisa futuros que dêem continuidade e complementem o presente trabalho.

Nos APÊNDICES A, B, e C são apresentadas de forma objetiva, as condições, roteiros e os cálculos necessários para a adequada aplicação dos métodos de avaliação de tubulações trincadas estudados, incluindo exemplos de aplicação dos mesmos a um caso específico. Os APÊNDICES D e E, apresentam resultados complementares obtidos no trabalho e informações sobre curvas de propriedades de materiais. São apresentados no APÊNDICE F as informações relativas à aplicação do conceito *LBB* visando demonstrar, de forma preliminar, a viabilidade de sua implementação ao Caso de Estudo.

Nos ANEXOS A, B, e C são apresentadas informações e recomendações julgadas relevantes para o complemento, detalhamento ou entendimento de partes específicas deste trabalho. Nos ANEXOS D, E e F são apresentadas, de forma resumida, descrições do comportamento dos materiais considerados em função de suas microestruturas e carregamentos aplicados e como as informações relativas às propriedades dos materiais aplicados neste trabalho podem ser obtidas ou inferidas.

Concluindo, é apresentada a relação de referências bibliográficas consultadas e citadas no texto.

2 FUNDAMENTOS

2.1 Introdução

Na seção 2.2 deste capítulo são descritos aspectos gerais, procedimentos e requisitos específicos relacionados à aplicação do conceito *LBB*. Este conceito apoia-se em uma metodologia confiável de cálculo da taxa de vazamentos através de trincas e na determinação da dimensão da trinca de vazamento em condições de carregamentos Normais de operação em função da capacidade / sensibilidade do sistema de detecção de vazamentos utilizado na instalação. Para o atendimento deste conceito devem ainda, ser atendidas margens de segurança específicas quanto a dimensão da trinca de vazamento, da trinca crítica e dos carregamentos impostos ao componente.

Na seção 2.3 são descritos alguns conceitos básicos da Mecânica da Fratura. A Mecânica da Fratura se constitui em ferramenta essencial para análise de componentes estruturais contendo defeitos. Suas principais abordagens, a saber: a MFEL e a MFEP, possuem campos limitados de aplicação. Alguns dos métodos considerados neste trabalho baseiam-se em aspectos da fratura dúctil para previsão do comportamento à fratura do componente estrutural, utilizando conceitos da MFEP.

2.2 *Leak Before Break (LBB)* - Conceito e Aplicabilidade

O conceito *LBB* baseia-se na hipótese de que os aços de baixa liga com alta tenacidade, tais como os aços inoxidáveis austeníticos, utilizados nas tubulações de alta energia do circuito primário de um reator nuclear, são de boa qualidade e apresentam alta resistência mecânica. Desta forma, estes materiais resistem ao crescimento descontrolado de trincas existentes, permitindo a detecção de vazamentos antes da ocorrência de uma ruptura catastrófica da tubulação. O conceito *LBB* deve ter sua aplicação avaliada para tubulações Classe 1 e 2, de acordo com o código *ASME*. Estas tubulações devem ainda ter características tais que permitam a medição do vazamento, através das trincas circunferenciais e axiais passantes postuladas para as mesmas, considerando as margens de segurança estabelecidas. Como regra geral, recomenda-se analisar a aplicação do conceito *LBB* para tubulações de alta energia a partir do diâmetro de 100 mm (4”), inclusive.

A aplicação deste conceito está sendo, normalmente, utilizada na indústria nuclear para justificar a eliminação de suportes e proteções contra chicoteamento e jatos de fluidos devido à ruptura postulada em tubulações de circuitos e sistemas pressurizados.

A *USNRC (United States Nuclear Regulatory Commission)* estabeleceu uma estratégia para avaliar a aplicabilidade do conceito *LBB* a tubulações contendo fluidos, em sistemas de instalações nucleares. Para tanto, estabeleceu no início dos anos 80, o grupo *Pipe Break Task Group* cujos trabalhos culminaram na publicação da *NUREG-1061-Vol.3 (1984)*, onde se delineava a viabilidade da aplicação do conceito *LBB*, para as tubulações com as características descritas anteriormente. Este documento se tornou a referência básica para implementação dos critérios associados ao conceito *LBB* nas centrais norte-americanas e, por extensão, nas instalações brasileiras. Foi uma evolução do trabalho realizado pela *WESTINGHOUSE* em meados da década de 70. Subsequentemente, em 1986 a *USNRC* complementou o escopo do *General Design Criteria 4 (GDC-4)* descrito no Apêndice A do **10CFR 50 (1996)**, aprovado pelo *Federal Register* 51 FR 26393, visando incluir o uso do conceito *LBB* para permitir, entre outros, a remoção de restrições ao chicoteamento de tubulações e barreiras contra jatos de fluidos. A versão atual do **10CFR 50 (1996)**, contempla também a aplicabilidade do conceito *LBB* para as linhas de alta energia (temperatura > 93 °C e/ou pressão > 1,9 MPa) de todos os tipos de reatores refrigerados por água leve.

Considerações sobre o projeto e arranjo de componentes, visando assegurar proteção contra a falha de sistemas contendo fluidos, são apresentados na *NUREG 0800 – SRP (1987)*. Nas seções 3.6.1 e 3.6.2 desse documento regulatório, são discutidos aspectos sobre: dimensões e localização de rupturas postuladas; trincas de vazamento postuladas e como estas podem afetar o projeto estrutural e a qualificação de equipamentos.

Mesmo considerando a aplicabilidade do conceito *LBB* em alguns casos, deve-se ter sempre em mente que a filosofia de alocação física de itens sensíveis à segurança deve ser tratada com muito cuidado, como discutido na seção 3.6.1 da *NUREG 0800 – SRP (1987)*. Os itens sensíveis à segurança não devem ser concentrados nas proximidades de tubulações de alta energia, independentemente da aplicabilidade ou não aos conceitos de *LBB*.

Requisitos para o projeto e dimensionamento da Contenção, Sistema de Resfriamento de Emergência do Reator, qualificação ambiental de equipamentos elétricos e mecânicos, não são afetados pela aplicação do conceito *LBB* postulando-se, portanto, para estes casos, a ruptura total da tubulação (guilhotina) ocasionando, por exemplo, um *LOCA*,

com todos os requisitos resultantes. Devem ser atendidos, para tanto, os requisitos estabelecidos na *ANSI/ANS-58.2 (1980)*.

Com base na *NUREG-1061-Vol.3 (1984)*, foi elaborado o documento (*draft*) *STANDARD REVIEW PLAN 3.6.3 (1987)*, onde fica caracterizado o procedimento de avaliação determinístico para aplicação do conceito *LBB* proposto pela *USNRC*. Este documento não foi publicado em sua forma final, aguardando-se a conclusão de pesquisas em andamento. As pesquisas relacionadas à aplicabilidade do conceito *LBB* avançaram significativamente e, no final de 1997, a *USNRC* celebrou novo contrato com o conhecido e há muito tempo atuante laboratório Battelle para elaborar estudos, visando dar uma adequada base técnica para o desenvolvimento de um guia regulatório para aplicação do conceito *LBB* para plantas dotadas de reatores *PWR*.

Na *NUREG/CR-6765 (2002)* são sumarizados os resultados de pesquisas e desenvolvimentos julgados mais importantes ocorridos desde 1987, relativos ao assunto. Fica bastante evidenciado que a validação de resultados teóricos e avanços alcançados nas diversas áreas de conhecimento relativas à aplicabilidade do conceito *LBB* está bastante baseada nos resultados obtidos em diversos programas experimentais desenvolvidos pela comunidade científica internacional. Além disso, neste documento são descritos três níveis de aproximações que deverão ser a base do desenvolvimento de uma revisão do *REGULATORY GUIDE 1.70 (1978)* e da *NUREG 0800 – SRP (1987)*.

A metodologia para aplicação do conceito *LBB* a tubulações nucleares de alta energia, baseada nos documentos citados anteriormente deve considerar abordagens distintas. Nas centrais existentes as dificuldades e os esforços devem recair mais significativamente sobre a fase “coleta de dados”. Nas centrais a serem projetadas / implantadas os esforços devem se concentrar no planejamento e garantia de execução das atividades relacionadas à demonstração da aplicação do conceito *LBB*. Em ambos casos consistem de algumas etapas básicas.

Em uma primeira etapa, é feita uma coleta criteriosa de dados, tais como propriedades do material da tubulação e das soldas nela existentes, carregamentos considerados no projeto e capacidade de detecção de vazamentos específica da instalação nuclear em análise.

A etapa seguinte consiste na determinação do tamanho do defeito associado a uma taxa de vazamento detectável na condição de operação Normal *LSC (Leakage Size Crack)*. Para tal, deve-se identificar na tubulação (tanto para o metal BASE quanto para as

soldas) o local com a combinação mais desfavorável de tensões e de propriedades dos materiais. A escolha deste local é função da tensão máxima obtida considerando-se as condições de operação Normal combinadas com as condições de carregamento sísmico. O valor da tensão de operação Normal nesta posição é utilizado na determinação do *LSC*. A relação entre a taxa de vazamento e o comprimento da trinca, função das propriedades do material do tubo (curva tensão-deformação), das condições do fluido e do carregamento externo, pode ser determinada numericamente usando-se a formulação apresentada em **FAUSKE, H.K. (1961)** ou por meio do uso de códigos computacionais, tais como o *PICEP* (ANEXO A) desenvolvido pelo *EPRI*, além de outros relacionados na *NUREG/CR-6540 (1998)*. Conhecendo-se a capacidade do sistema de detecção de vazamentos da planta em questão, pode-se determinar o valor de LSC_1 . Como existem incertezas nessa análise, uma margem de segurança na detecção do vazamento deve ser utilizada, como descrito adiante, de modo a se obter um certo grau de conservadorismo.

A próxima etapa da metodologia, refere-se à fase inicial da avaliação da tubulação trincada e consiste em verificar se há possibilidade de ocorrer a propagação instável da trinca existente na mesma, que possa provocar a ruptura súbita e total da tubulação (*DEGB*). Para os cálculos desta fase inicial, uma vez definido o comprimento de trinca (LSC_1), capaz de produzir um vazamento que possa ser detectado pelo sistema de monitoração da planta, aplica-se um fator de segurança igual a 2 na dimensão desta trinca. Nestes cálculos, são considerados os valores de tensão devidos à operação Normal da planta mais aqueles oriundos da aplicação de carregamento sísmico de desligamento seguro (*SDS*) (o mesmo que *SSE – Safe Shutdown Earthquake*).

Na fase final da análise da avaliação da tubulação trincada, verifica-se a estabilidade do componente trincado, submetido a cargas excessivamente elevadas, que poderão vir a ocorrer antes que esta trinca possa ser detectada. Deve ser demonstrado que o componente permanece estável sob cargas significativamente superiores àquelas da fase inicial. Para aplicação nos cálculos da fase final, deve ser utilizado diretamente o comprimento de trinca (LSC_1). As cargas impostas nesta fase final são iguais a 1,414 vezes as cargas de operação Normal + *SSE*.

Com base no descrito anteriormente, para a viabilização da aplicação do conceito *LBB*, é essencial a existência de um sistema de detecção de vazamentos que

permita a identificação, localização, coleta e medição de vazamentos nas tubulações, antes que sejam atingidos níveis críticos.

Em função das incertezas envolvidas na detecção de vazamentos de sistemas sob pressão, margens de segurança são requeridas para aplicação do conceito *LBB*. As incertezas decorrem, entre outros fatores, de: estimativa do volume de vazamento, técnicas de medição do vazamento, fechamento da trinca por partículas de material, local, frequência da medição, confiabilidade do sistema etc..

De uma forma geral, deverá ser adotada uma margem de segurança de **10 (dez) vezes** na capacidade mínima / sensibilidade definida para o sistema de detecção de vazamentos. Isto significa que o sistema de detecção de vazamentos deverá ser capaz de medir um décimo do vazamento estimado através de uma trinca postulada.

A partir da experiência operacional de centrais nucleares de potência, demonstrou-se que o valor de $31,5 \text{ cm}^3/\text{s}$, ou seja, 1,9 litros/minuto ($0,5 \text{ gpm}$) é um valor conservador para a taxa de vazamento detectável para tubulações com diâmetro superior a 100 mm (4") sob condições de operação Normal no interior da Contenção Nuclear. Consequentemente, com a aplicação da margem de segurança definida anteriormente, tem-se $315 \text{ cm}^3/\text{s}$ (5 gpm) como sendo um valor conservador para a taxa de vazamento detectável utilizado na determinação do comprimento de trinca em uma tubulação sob condições de operação Normal no interior da Contenção Nuclear (**MUKHERJEE, S. K., et al., 1989**). Esta mesma referência cita ainda que estudos patrocinados pelo *EPRI* demonstraram que, para tubulações localizadas externamente à Contenção Nuclear, o valor da taxa de vazamentos pode ser da ordem de 20% do valor citado anteriormente, visto que a detecção visual de eventuais vazamentos nestes casos é muito efetiva. Convém ressaltar que os órgãos reguladores aceitam sistemas de detecção de vazamento com sensibilidade superior ao valor mínimo requerido pelos mesmos, que é de $1,0 \text{ gpm}$, ou seja, 3,8 litros / minuto. A **NUREG-1061-Vol.3 (1984)** estabelece que estes sistemas devem ser capazes de identificar esta taxa de vazamento em um período máximo de uma hora.

O Sistema de Detecção de Vazamentos do Primário requerido para tubulações de alta energia localizadas no interior da contenção nuclear, deverá ser concebido de acordo com as recomendações do **REGULATORY GUIDE 1.45 (1973)** e da **ANSI/ISA-567.03 (1982)**, ou seja, deverá ser capaz de, em condições Normais de operação e após um terremoto com desligamento seguro (SDS), detectar, coletar e quantificar todos os

vazamentos do primário e dos sistemas e equipamentos localizados no compartimento do reator. A instrumentação e processadores de dados deverão ser adequados para o controle do inventário de refrigerante do primário e quantificação dos vazamentos identificáveis.

Um resumo das margens de segurança associadas à aplicação do conceito *LBB*, estão indicadas a seguir:

Fase	Aplicação	Margem Segurança
Definição da dimensão da trinca de vazamento a ser adotada (LSC_1)	Taxa de vazamento mínima detectável pelo sistema de detecção de vazamentos	10 (imposição)
Verificação da estabilidade da trinca crítica	Dimensão (comprimento) da trinca de vazamento adotada	2 (atendimento)
Verificação dos carregamentos Normais + SDS	Carregamentos Normais + SDS (impondo que a trinca crítica = $2LSC_1$)	1 (atendimento)
Verificação dos carregamentos Excessivos	Carregamentos excessivos (impondo que a trinca crítica = LSC_1)	1 (atendimento)

Para a aplicação do conceito *LBB* no projeto e fabricação das tubulações, com vistas ao licenciamento da instalação, deve ser demonstrado que os seguintes aspectos são atendidos e que não são potenciais geradores de ruptura da tubulação, considerando a vida útil da instalação:

- Não existência da degradação da tubulação devido a erosão e / ou cavitação provocadas por condições desfavoráveis do fluxo e das características químicas dos fluidos;
- Atendimento das espessuras mínimas estabelecidas pelo Código *ASME* para as tubulações, cotovelos, penetrações e acessórios, tanto no projeto quanto na fabricação;
- Não existência do efeito de golpe de ariete;
- A fadiga induzida por fenômenos mecânicos e térmicos é extremamente baixa para ser considerada uma potencial geradora de ruptura da tubulação;
- Não deve haver tensões térmicas cíclicas decorrentes de diferenças significativas de temperatura de fluidos em tubulações de um determinado sistema;
- A fadiga induzida por fenômenos vibratórios não é significativa para ser considerada uma potencial geradora de trincamento ou falha da tubulação;
- A tubulação não deve estar sujeita ao fenômeno de fluência (*creep*).

Não deve ser aplicado o conceito *LBB* às tubulações susceptíveis à corrosão sob tensão com corrosão intergranular (*IGSCC*).

O material da tubulação, ao qual se deseja associar o conceito *LBB*, não deve ser suscetível a falhas devidas a fragilização, considerando toda a gama de temperaturas de operação do sistema.

Para a tubulação, à qual se deseja associar o conceito *LBB*, deve ser feita análise de fadiga da trinca postulada e deve ser verificado que esta trinca não evolui durante a vida útil da planta.

O conceito *LBB* não deve ser aplicado em juntas soldadas individuais ou outros pontos discretos e sim ser aplicado para um conjunto de tubulações de um determinado sistema ou para trechos de tubulação de um determinado sistema ou para trechos de tubulação de um determinado sistema entre dois pontos de ancoragem.

2.3 Conceitos Básicos da Mecânica da Fratura

O conceito básico adotado nas avaliações da mecânica da fratura consiste na relação entre as condições de carregamento aplicadas ao componente estrutural trincado e a resistência do material deste componente ao crescimento da trinca e eventual fratura. Se a resistência do material à fratura for inferior às condições de tensão-deformação impostas pelo carregamento na ponta da trinca, a falha estrutural irá ocorrer. A estas condições aplicadas na ponta da trinca costuma-se dar a denominação de força motriz da trinca. Portanto, para se evitar a falha estrutural, deve ser atendida a seguinte relação:

$$\text{Resistência do material à fratura} > \text{Força Motriz da Trinca}$$

Na MFEL, o estado de tensões na ponta da trinca, para todos os modos de carregamento, conforme apresentado na FIG. F.3, no anexo F, é caracterizado univocamente pelo parâmetro K (fator de intensidade de tensão) que descreve a força motriz da trinca. Esta conclusão é genérica e válida para todos os modos de carregamento. Assim, se K_I (fator de intensidade de tensão para o modo I de carregamento) é conhecido, então é possível obter todos os componentes de tensão, deslocamento e deformação na região em torno da ponta da trinca (Eq. 2.1), para este modo de carregamento, onde o sistema de coordenadas é definido como na FIG. 2.1.

$$\begin{aligned}
 \sigma_{xx} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\
 \sigma_{yy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\
 \tau_{xy} &= -\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \\
 \tau_{xz} &= \tau_{yz} = 0
 \end{aligned}
 \tag{2.1}$$

$\sigma_{zz} = 0$ Estado Plano de Tensões
 $\epsilon_{zz} = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})$ Estado Plano de Deformações

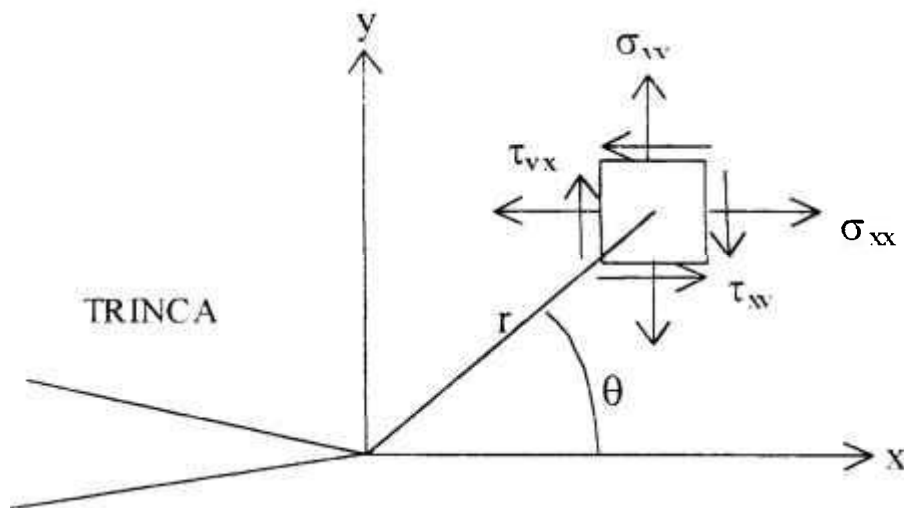


FIGURA 2.1- Sistema de coordenadas na ponta da trinca

Os componentes das equações 2.1 descrevem uma singularidade de tensão, visto que os mesmos são assintóticos para $r = 0$.

O parâmetro K_I é uma função do carregamento aplicado ou da tensão remotamente aplicada (σ), do tamanho da trinca(a) e da geometria do componente trincado. Quando o valor de K_I atinge um valor crítico, equivalente à resistência do material à fratura, a trinca se torna instável e a fratura frágil súbita deverá ocorrer. Este valor crítico de K_I é denominado K_{Ic} (tenacidade à fratura no modo I de abertura da trinca) e pode ser considerado uma propriedade do material se determinadas condições forem atendidas.

Expressões para K para diversos tipos de configurações trincadas e tipos de carregamento, podem ser encontradas em manuais de Mecânica da Fratura Elástica Linear. Portanto, para uma configuração específica com modo I de carregamento a força motriz da trinca pode ser facilmente calculada. Comparando-a com a resistência do material à fratura K_{IC} , obtém-se uma avaliação da condição de falha estrutural do componente trincado.

A MFEL é baseada na análise de tensões elásticas de materiais relativamente frágeis contendo trincas agudas, levando à consideração de existência de tensões tendendo ao infinito na ponta da trinca. Nos materiais reais, no entanto, o material junto à ponta da trinca sofre escoamento, tornando as tensões finitas e formando a chamada zona plástica. A análise de tensões fica mais imprecisa à medida que esta zona plástica aumenta, necessitando de correções.

Quando há excessiva plastificação na ponta da trinca, condição usualmente frequente em materiais empregados em sistemas nucleares, a MFEL não é mais aplicável. Portanto, devem-se aplicar novos parâmetros, que se baseiam nos conceitos da MFEP e que levam em conta o comportamento não-linear do material.

Neste trabalho de pesquisa adotaremos, no âmbito da MFEP, a *integral J* (ou simplesmente J) como parâmetro que caracteriza os campos de tensão e deformação na ponta da trinca. Este parâmetro depende do tamanho da trinca, da geometria do corpo trincado e também do comportamento tensão-deformação do material. Na FIG. 2.2 encontram-se ilustradas as regiões de domínio dos parâmetros K e J .

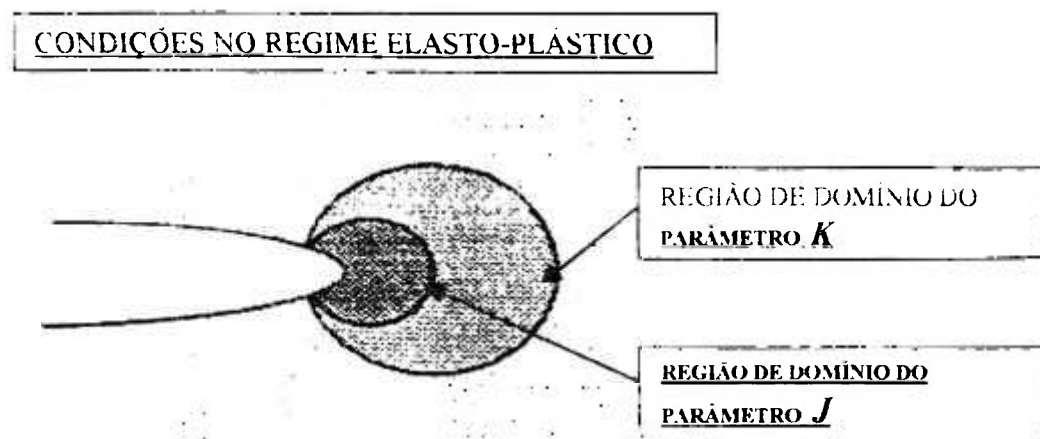


FIGURA 2.2 - Regiões de Domínio (parâmetros K , J) no Regime Elasto-Plástico (ANDERSON, T. L., 1995)

Para componentes fabricados com materiais dúcteis, a ruptura súbita do material é normalmente precedida de uma quantidade considerável de crescimento lento e estável de trinca e a capacidade de suportar carga pode crescer bem além do limite imposto pela resistência à fratura do material expresso por J_{Ic} (limite de resistência à fratura para início de crescimento estável de trinca no modo I de abertura).

O desenvolvimento de J foi feito admitindo-se que o material segue uma lei de escoamento plástico, sendo uma das mais adotadas a equação de Ramsberg-Osgood (Eq. 2.2):

$$\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \right) = \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right) + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (2.2)$$

Onde α é uma constante do material, ε_0 é a deformação de escoamento, σ_0 é a tensão de escoamento e n é o parâmetro que representa o encruamento do material.

A distribuição de tensões nas proximidades da ponta da trinca é representada pela equação 2.3, denominada por singularidade HRR (HUTCHINSON, J. W., 1968 e RICE, J. R. & ROSENGREN, G. F., 1968).

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{1}{n-1}} \overline{\sigma}_{ij}(n, \theta), \text{ quando } r \rightarrow 0 \quad (2.3)$$

onde E é o módulo de elasticidade, I_n é uma constante de integração que depende de n , e $\overline{\sigma}_{ij}$ é uma função adimensional de n e θ .

A integral J define a amplitude da singularidade HRR, da mesma forma que o fator intensidade de tensão K , parâmetro da MFEL, caracteriza a amplitude da singularidade elástica linear (ANDERSON, T. L., 1995).

Em regime de pequena plastificação (*Small Scale Yielding* - SSY) há uma relação simples entre K e J , de forma que é indiferente calcular um parâmetro ou outro, pois os mesmos podem ser relacionados entre si pela equação 2.4:

$$J = \frac{K_I^2}{E'} \quad (2.4)$$

onde ν é o coeficiente de Poisson do material e $E' = E$ (para estado plano de tensões) ou $E' = E/(1-\nu^2)$ (para estado plano de deformações) sendo E o módulo de elasticidade do material. Nos casos das tubulações consideradas neste trabalho é adotada a condição de estado plano de tensões.

Existem soluções analíticas exatas e aproximadas para obter os parâmetros K e J para diversas geometrias, em função do carregamento aplicado (ver capítulo 3). Também é possível obter estes valores a partir de análises numéricas por elementos finitos. Já os valores de tenacidade à fratura, J_{IC} , ou a curva completa de resistência à fratura, J_R , (descrita adiante) devem ser obtidos experimentalmente.

Na MFEL, a zona K é envolvida por um campo de tensões-deformações elásticas; enquanto que na MFEP, a zona J é envolvida por um campo de tensões-deformações plásticas.

A diferença básica entre a MFEL e MFEP está associada ao tamanho da zona plástica onde ocorre o processo de fratura. Alguns limites para viabilizar a aplicabilidade dos conceitos associados à MFEL e MFEP com obtenção de resultados adequados estão apresentados no anexo F.

Na MFEP, o critério de fratura relaciona o J_{aplicado} (força motriz da trinca) ao J_{material} (resistência do material à propagação de trinca e fratura). O conceito geral do comportamento do material, expresso em termos de J , é ilustrado na FIG. 2.3.

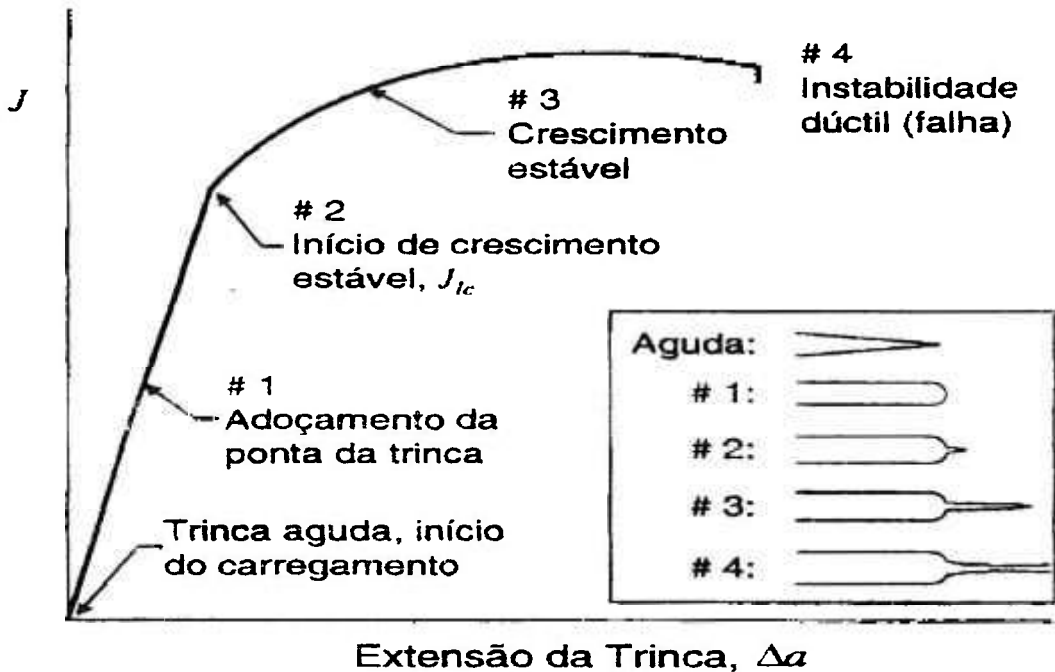


FIGURA 2.3 - Representação dos estágios do processo de fratura dúctil
(curva J_R), para o modo I de abertura da trinca

Para um componente estrutural de um determinado material contendo uma trinca, a medida que o carregamento é aumentado, o J_{aplicado} também cresce e ocorre um adoçamento (*blunting*) da ponta da trinca. Em um determinado nível crítico do carregamento aplicado, a trinca começa a crescer de uma forma dúctil. Este ponto é referido como J_{Ic} e pode ser usado como uma medida conservadora da tenacidade à fratura dúctil. A medida que o carregamento (J_{aplicado}) aumenta, a trinca continua a crescer, dando origem à chamada curva J_R . O crescimento da trinca é estável enquanto a taxa de variação da força motriz da trinca, J , for menor ou igual à taxa de variação da resistência do material, J_R . Dependendo do material e das condições de carregamento na estrutura, o nível de J_{aplicado} na estrutura pode exceder o J que o material é capaz de suportar e a trinca se torna instável (fratura dúctil rápida). Este conceito de instabilidade dúctil é representado

na FIG. 2.4.

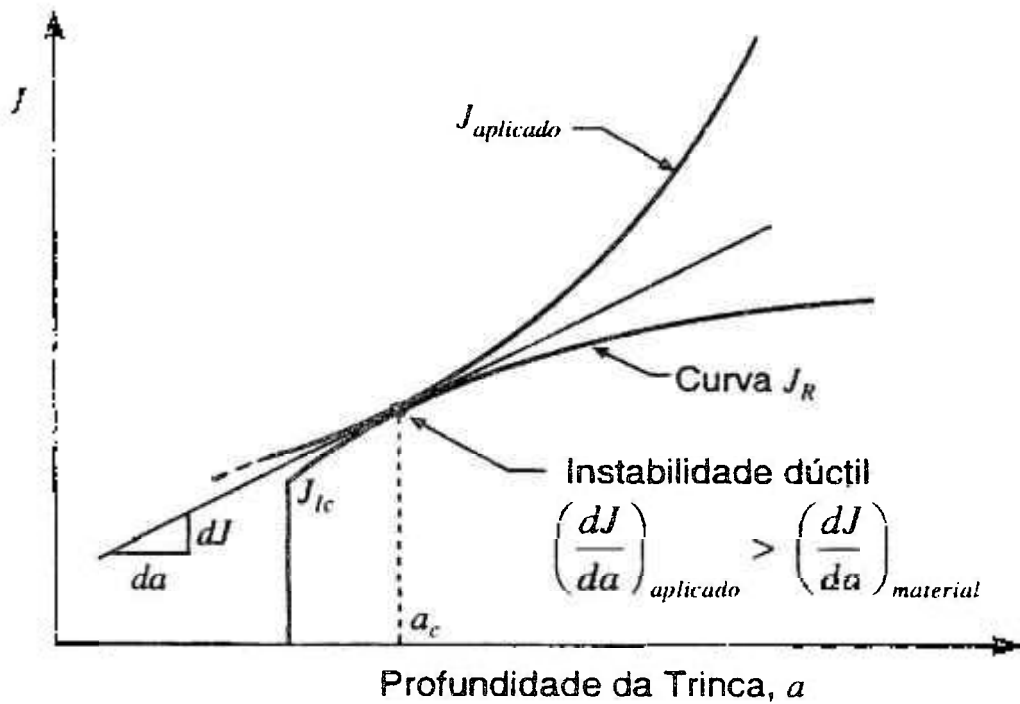


FIGURA 2.4 - Representação gráfica da instabilidade dúctil

As equações 2.5 e 2.6, a seguir, definem os módulos de rasgamento aplicado e do material, respectivamente, que são as representações adimensionais das derivadas da força motriz da trinca (J) e da resistência do material (J_R), conforme ilustrado na FIG. 2.4.

$$\bar{I}_{apl.} = \frac{E}{\sigma_{FS}^2} \left(\frac{dJ}{da} \right) \quad (2.5)$$

$$\bar{I}_R = \frac{E}{\sigma_{FS}^2} \left(\frac{dJ_R}{da} \right) \quad (2.6)$$

onde E é o módulo de elasticidade, σ_{FS} (*flow stress*) é a tensão de escoamento

generalizada, geralmente adotada como a média entre o limite de escoamento e a resistência máxima à tração.

As condições de crescimento estável de trinca podem ser expressas como :

$$J = J_R.$$

e

$$T_{apl} \leq T_R.$$

A propagação instável da trinca ocorre quando:

$$T_{apl} > T_R.$$

3 MÉTODOS SIMPLIFICADOS DE AVALIAÇÃO DE TUBULAÇÕES TRINCADAS

3.1 Considerações Gerais

Uma atividade fundamental, seja na fase de projeto ou durante a vida em operação das usinas nucleares, é a avaliação da integridade estrutural dos seus componentes mecânicos, em especial aqueles ligados a aspectos de segurança da instalação. Os métodos simplificados de avaliação de integridade estrutural de componentes contendo defeitos têm sido muito utilizados para o desenvolvimento de projetos otimizados e seguros, desempenhando um papel fundamental na tomada de decisões em análises de adequação ao serviço e em programas de gerenciamento de envelhecimento e extensão de vida útil de usinas em operação. Eles são particularmente importantes na análise de condições de acidentes postulados em normas. Nestes casos, para demonstrar o atendimento aos requisitos exigidos, deseja-se explorar ao máximo a capacidade do componente em suportar os carregamentos previstos em projeto. Os métodos considerados procuram, de uma forma geral, confrontar uma curva representativa da força motriz da trinca com algum critério de falha estrutural, com vistas ao estabelecimento de margens de segurança para os valores das dimensões críticas das trincas ou dos carregamentos impostos aos componentes.

Os métodos de avaliação de componentes contendo defeitos procuram definir os seguintes pontos básicos:

- a) Carregamento de iniciação da trinca e o carregamento máximo possível de ser aplicado sem que ocorra a falha estrutural do componente analisado;
- b) Dimensão máxima do defeito (trinca) em uma estrutura submetida a uma determinada condição de carregamento; e
- c) Margens de segurança relativas à dimensão da trinca postulada e dos carregamentos previstos de serem aplicados. Estas margens são obtidas em relação às condições limitantes (máximas) definidas anteriormente.

Como regra geral, na aplicação dos métodos devem ser atendidas as seguintes etapas:

- a) Identificar o tipo de defeito (planar; não planar; formato);
- b) Estabelecer os dados essenciais:
 - Natureza, posição e orientação do defeito (ex: trinca circunferencial passante);

- Geometria do componente, estrutura ou solda em consideração;
 - Tensões atuantes no componente devidas aos carregamentos impostos;
 - Limite de escoamento, limite de ruptura, módulo de elasticidade (em determinados casos, necessita-se de uma curva tensão-deformação completa);
 - Dados de tenacidade à fratura K_{Ic} ou valores de J (utilizado em nosso trabalho);
 - Dados de ocorrência / propagação de trincas por fadiga, corrosão, corrosão sob tensão e fluência, quando aplicáveis.
- c) Determinar a dimensão do defeito;
- d) Avaliar o modo de carregamento (por ex: **modo I**, onde a tensão principal é perpendicular ao plano da trinca e tende a provocar a sua abertura (propagação) (ANDERSON, T. L., 1995)) e avaliar o mecanismo de falha potencial do componente;
- e) Determinar a dimensão máxima do defeito e / ou o carregamento máximo na condição final da falha (dimensão crítica);
- f) Em função da taxa de crescimento do defeito, avaliar se o mesmo crescerá até a sua dimensão crítica durante o período operacional do componente, estrutura ou solda em consideração;
- g) Determinar as margens de segurança associadas aos carregamentos e dimensão de trinca; e
- h) Efetuar análises de sensibilidade dos resultados e margens de segurança obtidos, em função de parâmetros críticos, tais como: dimensão inicial da trinca, valores de tenacidade à fratura utilizados etc..

Entre os principais métodos simplificados para análise de integridade de componentes trincados que utilizam a MFEP, podem ser citados: o método J-T (Integral J - Módulo de Rasgamento T), o método R6 e o método *DPFAD* (*Deformation Plasticity Assessment Diagram*). Estes métodos são apresentados de forma simplificada a seguir e, sendo similares em natureza, utilizam-se de diversas variáveis comuns em suas aplicações.

3.2 Método J-T (Integral J – Módulo de Rasgamento T)

Este procedimento (PARIS, P.C. & JOHNSON, R.E., 1983) envolve o traçado de duas curvas no espaço JT, onde **J** é a *integral J* e **T** o *módulo de rasgamento*. Uma delas representa a curva JT do material e a outra é a curva JT aplicada para o comprimento inicial de trinca e como uma função do carregamento. A interseção destas duas curvas corresponde ao ponto de instabilidade (FIG. 3.1).

A curva JT do material é obtida a partir da curva de resistência do material J_R aplicando-se a equação 2.6, ou seja:

$$T_R = \frac{E}{\sigma_{FS}^2} \left(\frac{dJ_R}{da} \right)$$

Utilizando-se o esquema de estimativa de J do manual *EPRI / GE* (KUMAR, V. et al., 1981 e ZAHOOR, A., 1989), o $J_{aplicado}$ pode ser calculado como uma função do carregamento e diferenciado numericamente para se obter o $T_{aplicado}$. Se o crescimento de trinca for inicialmente desprezado, ao se traçar esta curva no espaço JT, ela se tornará uma linha reta, que poderá ser definida conectando-se a origem a um único ponto no espaço JT. Para determinar essa linha de carregamento, calcula-se J duas vezes; primeiramente para o comprimento inicial da trinca e, em seguida, considerando-se uma pequena extensão da trinca da . Pode-se então determinar dJ . Desta forma, o ponto A aplicado (FIG. 3.1) pode ser calculado usando-se a equação 2.5, ou seja:

$$T_{apl} = \frac{E}{\sigma_{FS}^2} \left(\frac{dJ}{da} \right)$$

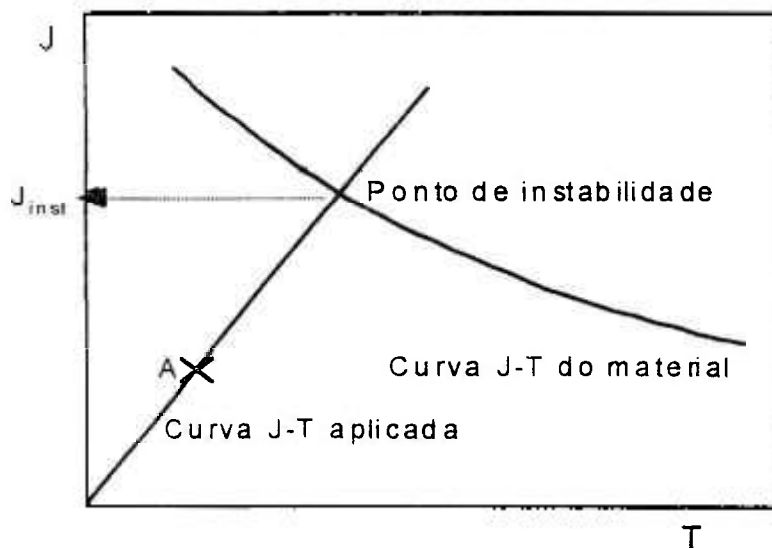


FIGURA 3.1 - Determinação do J correspondente ao ponto de instabilidade (Método J-T)

A curva JT aplicada é a linha que parte da origem, passa por A e intercepta a curva JT do material. Este ponto de interseção fornece o valor de J instável (J_{inst}) e o

comprimento de trinca instável. Uma vez determinado o valor de J_{inst} , a carga de instabilidade associada pode ser obtida a partir de um gráfico de $J_{aplicado}$ versus o carregamento normalizado (FIG. 3.2).

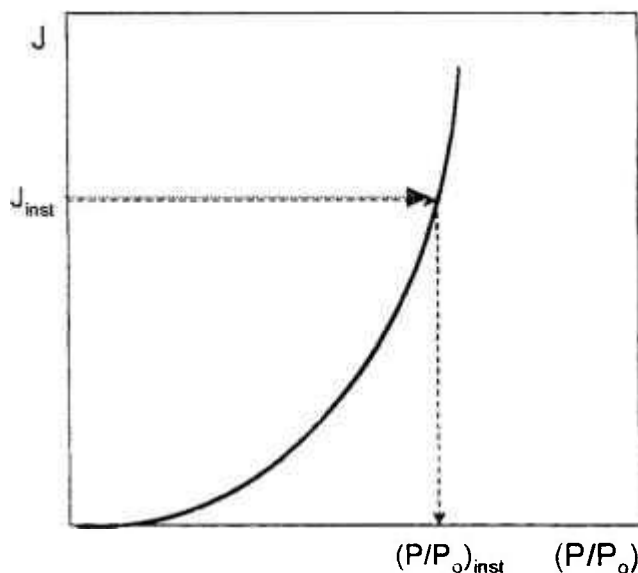


FIGURA 3.2 - Determinação da carga de instabilidade (Método J-T)

Nesta figura, P_0 é uma carga de referência, que depende do comprimento de trinca corrente. Para levar em conta o crescimento de trinca Δa (obtido da curva J_R para $J=J_{inst}$), a carga de instabilidade P_{inst} é calculada usando-se a equação 3.1.

$$P_{inst} = (P / P_0)_{inst} \cdot P_0 (a_0 + \Delta a) \quad (3.1)$$

Neste trabalho consideram-se apenas cargas do tipo momento fletor. Substitui-se, portanto, P por M e P_0 por M_0 .

A carga de início de crescimento estável de trinca é determinada de forma semelhante, tomando-se $J = J_{Ic}$.

No APÊNDICE A apresenta-se o roteiro de aplicação e o desenvolvimento completo do cálculo de um exemplo (caso H – M.Base), aplicando-se o método J-T.

As formulações aplicáveis para a estimativa de J e os parâmetros básicos adotados para a definição dos valores de J_{aplicado} contidos no manual *EPRI GE* são descritos nesse mesmo apêndice.

As componentes elástica e plástica de J são estimadas separadamente e depois somadas para se obter o valor total de J . A soma dos valores de $J_{\text{elástico}}$ e $J_{\text{plástico}}$, estimados a partir das formulações e tabelas do manual do *EPRI*, apresentam boa aderência em relação aos valores de J obtidos por meio da execução de análises estruturais elasto-plásticas, utilizando-se a técnica de elementos finitos (ANDERSON, T. L., 1995).

A componente plástica de J não é significativa para baixos valores de carregamentos; porém, torna-se dominante para altos valores de carregamentos. A parcela plástica de J apresentada no manual *EPRI GE* é expressa em termos de funções adimensionais obtidas por meio de análises de elementos finitos e que foram tabeladas (parâmetro H1) para várias geometrias, como uma função do comprimento a da trinca (representada pelos parâmetros θ/π , R/t no caso de tubulações – vide FIG. 4.1) e n , (ver exemplo apresentado no ANEXO B).

Para a estimativa do valor desta parcela devem ser conhecidos adicionalmente: α , σ_0 , ϵ_0 e n , parâmetros da equação Ramberg-Osgood; θ , que corresponde ao valor de meio ângulo de trinca; M , que corresponde ao momento aplicado externamente e M_0 , que é um momento de referência, requerido para desenvolver uma tensão média com valor σ_0 na seção trincada.

3.3 Método R6

O método R6, descrito na norma **BS-7910 (1990)** e em **MILNE, I. et al. (1988)**, baseia-se na utilização de um diagrama para avaliação de falha, denominado diagrama *FAD (Failure Assessment Diagram)* apresentado na FIG. 3.3. O diagrama *FAD* representa uma curva de transição entre dois mecanismos de falha distintos: a fratura frágil governada pela MFEL e o colapso plástico governado pela carga limite. Entre estes dois mecanismos encontra-se o mecanismo de falha por rasgamento dúctil. Por falha deve-se entender o colapso estrutural do componente.

Este método apresenta **três opções de curvas gerais de falha**. A **curva de falha opção 3** depende das características de tensão-deformação do material e da geometria do componente. Pode ser obtida com base em valores de J calculados por meio de elementos finitos ou por meio de experimentos para um componente trincado, executado em um aço específico.

A **curva de falha opção 2** definida em **AINSWORTH, R. A. (1996)** é dependente somente dos parâmetros associados à curva tensão-deformação do material. Esta curva é uma representação, com valores do tipo limite inferior, das curvas de falha opção 3 obtidas experimentalmente.

Em função das características dos materiais referenciados em nosso trabalho, foi definida a aplicação da **curva de falha opção 1 (MILNE, I. et al., 1988 e AINSWORTH, R. A., 1996)**, que representa um ajuste empírico dos valores, tipo limite inferior (conservadores), apresentados nas curvas de falha opção 2 para uma variedade específica de materiais. Esta curva, que independe da geometria, é a mais representativa de materiais austeníticos e é descrita pelas equações 3.2 e 3.3.

$$K_r = (1 - 0,14 L_r^2) [0,3 + 0,7 \exp(-0,65 L_r^6)] \quad \text{para } L_r \leq L_r \text{ máx} \quad (3.2)$$

$$K_r = 0 \quad \text{para } L_r > L_r \text{ máx} \quad (3.3)$$

Onde:

$L_r = M / M_0$ (ver APÊNDICE C); e

$$L_r \text{ máx} = \frac{(\sigma_{uls} + \sigma_{ve})}{2\sigma_{ve}}$$

Sua equivalência a outros tipos de análise elasto-plástica, tais como soluções da integral J obtidas por métodos de elementos finitos para uma ampla faixa de geometrias, bem como comparação com resultados experimentais usando uma série de testes em corpos de prova, foi estabelecida por **BLOOM, J. M. (1983)**.

O método R6 pode utilizar **três categorias (níveis)** de análise de trincas possíveis, dependendo da aplicação e dos materiais envolvidos. A **categoria nível-1** é a de

mais simples análise e é a mais apropriada para situações onde a falha pode ocorrer devido à fratura frágil sem a ocorrência significativa do fenômeno rasgamento dúctil.

A **categoria nível-2** é apropriada para situações onde a falha por fratura frágil é precedida por uma pequena quantidade de rasgamento dúctil. Esta categoria considera o aumento da tenacidade devido a esta parcela de rasgamento dúctil.

Em nosso trabalho, considerando carregamentos quase estáticos do modo I (FIG. F.3), utilizaremos nas análises a **categoria nível-3**, que é a mais apropriada para materiais onde a falha do componente é precedida pelo fenômeno denominado rasgamento dúctil e existe a disponibilidade da completa definição das suas respectivas curvas J_R . Em função da disponibilidade completa de dados de resistência ao rasgamento dúctil obtém-se, com a utilização desta categoria, resultados mais precisos.

A verificação da condição de estabilidade estrutural do componente trincado é feita registrando-se graficamente pontos de avaliação de falha (*assessment points*) no diagrama *FAD* (FIG. 3.3).

Pontos de avaliação localizados externamente à curva geral de falha indicam potencial colapso estrutural do componente mecânico. Pontos de avaliação situados no interior desta curva indicam estabilidade da estrutura trincada.

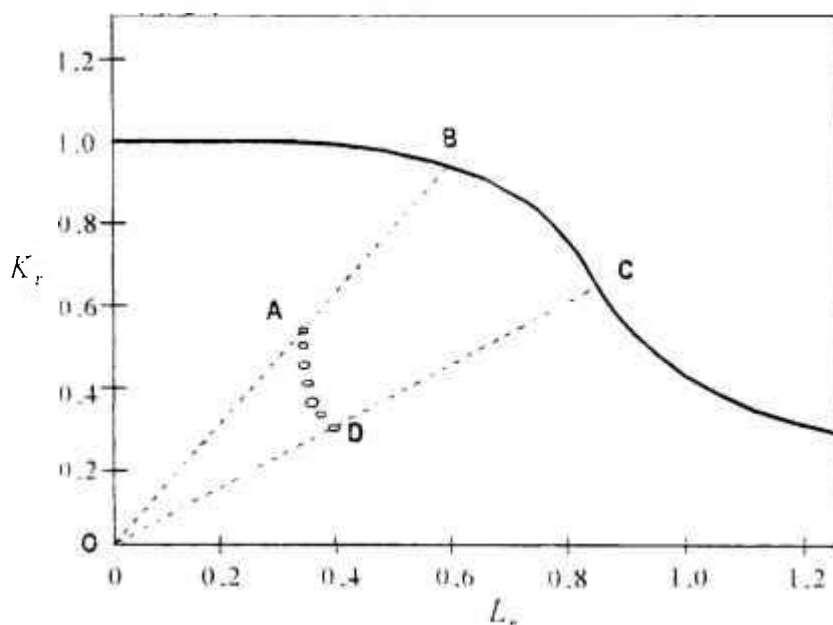


FIGURA 3.3 - Diagrama *FAD*

Para a execução da análise com a **categoria nível-3**, é necessário postular o crescimento dúctil da trinca, tomando-se como referência a curva J_R do material considerado, estabelecendo-se os pontos de avaliação de falha L_r e K_r , para os diversos incrementos de aumento da trinca, a serem registrados graficamente no diagrama *FAD* (FIG. 3.3). A condição limite ocorre quando numa determinada condição de carregamento máximo admissível, apenas 1 (um) ponto de avaliação de falha toca, no diagrama *FAD*, a curva geral de falha e todos os restantes pontos de avaliação se encontram do lado externo desta curva.

Para a análise nesta categoria as coordenadas dos respectivos pontos de avaliação de falha no diagrama *FAD* são calculadas pelas equações 3.4 e 3.5:

$$K_r(a_o + \Delta a) = \left[\frac{J_{ei}(a_o + \Delta a)}{J_R(\Delta a)} \right]^{1/2} \quad (3.4)$$

$$L_r(a_o + \Delta a) = \frac{P}{P_o(a_o + \Delta a)} \quad (3.5)$$

onde J_{ei} , J_R (curva de resistência a fratura do material) e P_o são funções da quantidade de crescimento estável de trinca Δa . Começando com o comprimento inicial de trinca a_o e considerando uma certa quantidade de crescimento de trinca, vários pontos de avaliação são determinados usando-se as equações 3.4 e 3.5, resultando em uma curva que costuma ser apelidada de "bengalinha doce" devido ao seu formato característico (FIG. 3.3).

O coeficiente de segurança relativo ao início de crescimento estável de trinca é obtido pela razão OB/OA , enquanto o coeficiente de segurança máximo, correspondente à instabilidade da trinca, é dado por OC/OD .

No APÊNDICE C apresenta-se o roteiro de aplicação e o desenvolvimento completo do cálculo de um exemplo (caso H – M.Base), aplicando-se o método R6.

3.4 Método *DPFAD* (*Deformation Plasticity Failure Assessment Diagram*)

O método *DPFAD* (BLOOM, J. M. & MALIK, S. N., 1982 e BLOOM, J. M., 1984) baseia-se também na utilização de um diagrama para avaliação de falha, da mesma forma que no método R6 (FIG. 3.3).

A verificação do colapso estrutural do componente mecânico ou da sua estabilidade é feita de modo semelhante ao definido no método R6, mas, neste caso, a curva geral de falha é obtida a partir do esquema para estimativa de J do manual *EPRI / GE* (KUMAR, V. et al., 1981 e ZAHOOR, A., 1989).

As coordenadas K_r e S_r da curva geral de falha são dadas pelas equações 3.6 e 3.7:

$$K_r = \left[\frac{J_{el}(a, P)}{J} \right]^{1/2} = \left[\frac{J_{el}(a, P)}{J_{el}(a_{ef}, P) + J_{pl}(a, P, n)} \right]^{1/2} \quad (3.6)$$

$$S_r = \frac{P}{P_o} \quad (3.7)$$

onde J_{el} e J_{pl} são, respectivamente, as parcelas elástica e plástica da integral J ; a é o comprimento de trinca; a_{ef} é o comprimento de trinca efetivo; P é a carga aplicada; P_o é uma carga de referência e n é o parâmetro relacionado com o encruamento do material. Em nosso trabalho, as cargas aplicada e de referência (P e P_o) devem ser substituídas pelo momento aplicado externamente à tubulação e momento de referência (M e M_o).

As coordenadas dos pontos de avaliação no diagrama são calculadas utilizando-se as equações 3.8 e 3.9, da mesma forma que no método R6.

$$K_r'(a_o + \Delta a) = \left[\frac{J_{el}(a_o + \Delta a)}{J_R(\Delta a)} \right]^{1/2} \quad (3.8)$$

$$S_r(a_o + \Delta a) = \frac{P}{P_o(a_o + \Delta a)} \quad (3.9)$$

onde J_{el} , J_R (curva de resistência à fratura do material) e P_o (consequentemente, M_o) são funções da quantidade de crescimento estável de trinca Δa .

Vários pontos de avaliação são determinados no diagrama usando-se as equações 3.8 e 3.9, começando-se com o comprimento inicial de trinca, a_o e considerando-se certas quantidades de crescimento de trinca, Δa , resultando no mesmo tipo de curva obtida no método R6 (FIG. 3.3). Os coeficientes de segurança são obtidos de maneira similar ao método R6.

No APÊNDICE B apresenta-se o roteiro de aplicação e o desenvolvimento completo do cálculo de um exemplo (caso H – M.Base), aplicando-se o método *DPFAD*. Nesse mesmo apêndice apresenta-se, adicionalmente, as formulações aplicáveis para a estimativa de J (manual *EPRI / GE*) e os dados e parâmetros básicos adotados para a definição dos valores de $J_{elást.}$ e $J_{plást.}$.

3.5 Implementação Computacional dos Métodos

Os estudos realizados em nosso trabalho resultaram na elaboração de roteiros de aplicação e implementação de rotinas detalhadas de cálculos específicos para cada um dos métodos considerados. Os Casos da Literatura e o Caso de Estudo foram calculados com base nestes roteiros e rotinas.

Nos APÊNDICES A, B e C apresentam-se estes roteiros, incluindo a entrada dos dados (forma / variação / limites), parâmetros e fórmulas aplicáveis.

Foi incluído nesses apêndices, para servir de guia e referência para a aplicação dos métodos estudados, o desenvolvimento de um exemplo completo (caso H – M. Base) utilizando-se os três métodos.

São apresentados os respectivos resultados obtidos (momentos máximos admissíveis), utilizando-se, como ferramenta de cálculo, planilhas eletrônicas (MS-EXCEL 97).

4 ALGUNS ASPECTOS SOBRE A DEFINIÇÃO DAS PROPRIEDADES DOS MATERIAIS E CARACTERÍSTICAS DOS CASOS ANALISADOS

4.1 Introdução

Neste capítulo, procura-se, em primeiro lugar, caracterizar as propriedades específicas dos materiais utilizados neste trabalho, visando a adequada aplicação dos métodos para a avaliação de tubulações trincadas e a aplicação do conceito *LBB*. Algumas recomendações devem ser seguidas no que diz respeito à definição das propriedades dos materiais a serem utilizadas nas avaliações, pois os métodos de avaliação são fortemente dependentes das propriedades do metal BASE e do material da solda das tubulações. Estas propriedades são basicamente expressas por meio das curvas tensão-deformação e curvas de tenacidade à fratura (curvas J_R). A maioria dos métodos disponíveis atualmente considera os materiais como sendo homogêneos.

Devem ser consideradas basicamente duas situações envolvendo as propriedades mecânicas do material da seção submetida às maiores tensões e, ao mesmo tempo, com as propriedades menos favoráveis do material: uma diz respeito ao metal BASE e a outra metal da solda.

No caso do metal BASE, deve-se utilizar na aplicação dos métodos de avaliação, sua curva tensão-deformação e curva J_R na condição limite inferior (*LOWER BOUND*).

No caso de metal de solda, a utilização da curva tensão-deformação do metal BASE e a utilização da curva J_R do metal de solda, ambas na condição limite inferior, fornecem a aproximação mais conservadora (*NUREG -1061-Vol. 3, 1984*). No entanto, isto pode resultar em valores extremamente conservadores, especialmente considerando-se as severas margens de segurança impostas no estabelecimento da taxa de vazamentos e da dimensão da trinca postulada.

Uma alternativa provavelmente menos conservadora seria adotar, para o caso do metal de solda, o menor valor (comprimento crítico da trinca / momento máximo) obtido no resultado final da análise, considerando-se as seguintes alternativas de composição de uso de curvas tensão-deformação e curvas J_R , ambas na condição limite inferior:

- curva tensão-deformação e curva J_R correspondentes ao metal BASE; e
- curva tensão-deformação e curva J_R correspondentes ao metal solda.

Sempre que possível, as curvas tensão-deformação e curvas de tenacidade à fratura (curvas J_R) devem ser obtidas a partir de testes realizados com o material específico a ser utilizado no componente, considerando suas dimensões, geometrias, temperaturas relevantes de operação às quais o mesmo estará submetido e também os procedimentos de fabricação e de soldagem aos quais o mesmo estará sujeito. Isto é geralmente possível de ser aplicado na avaliação de componentes de novas instalações nucleares.

Caso as informações necessárias não sejam disponíveis, geralmente (NSAC/114, 1987) utilizam-se propriedades de tenacidade à fratura (curvas J_R) e propriedades mecânicas (curvas tensão-deformação) obtidas de materiais similares, junto aos bancos de dados de materiais utilizados em aplicações semelhantes ou bancos de dados utilizados na indústria em geral ou ainda dados obtidos nas próprias usinas à temperatura ambiente (exemplos: tensão de escoamento / ruptura; às vezes *Charpy* para algumas temperaturas específicas). Isto é geralmente aplicado a instalações nucleares existentes, por falta de material específico, para realização de testes do componente estrutural a ser avaliado.

De acordo com o *STANDARD REVIEW PLAN 3.6.3 (1987)*, para se garantir resultados considerados adequados nas análises, as propriedades mais conservadoras obtidas nestes bancos de dados de materiais devem ser compatíveis com os limites inferiores (*LOWER BOUND*) dos conjuntos de propriedades de tenacidade à fratura e propriedades de resistência mecânica associadas aos materiais do componente, a menos que justificado em contrário.

No presente trabalho, as propriedades utilizadas nas avaliações foram obtidas da seguinte forma:

- Para os Casos da Literatura, diretamente a partir dos dados experimentais descritos nas referências citadas e apresentados nas TAB. 4.1, 4.2 e 4.3;
- Para o Caso de Estudo, devido à indisponibilidade do material a ser empregado, utilizaram-se as propriedades de tenacidade à fratura (curvas J_R), propriedades mecânicas (curvas tensão-deformação) e respectivos parâmetros associados nas condições de limite inferior (*LOWER BOUND*) e de valores médios (*BEST FIT*), referentes a materiais similares, utilizados em aplicações semelhantes, obtidos da literatura. Estas curvas são apresentadas nas FIG. 4.3.A1 e 4.3.B (em unidades do Sistema Inglês) e representam os materiais específicos definidos nas TAB. 4.7.A e 4.8.

Conforme descrito no capítulo 1, o foco principal do trabalho considerou as tubulações executadas em aços inoxidáveis austeníticos e aços ferríticos de baixa liga, com alta tenacidade, submetidas a momento fletor, com trincas circunferenciais passantes. Este tipo de trinca é considerada a mais crítica quanto à ocorrência de uma ruptura súbita completa da seção transversal de uma tubulação; por este motivo, foi a escolhida. As referências utilizadas para os Casos da Literatura consideraram ambos os tipos de aço descritos acima.

Nas seções que se seguem são descritos os aspectos relacionados com as geometrias, características das trincas e das tubulações e propriedades mecânicas dos materiais associadas aos casos considerados.

As referências bibliográficas utilizadas para os casos da literatura estão indicadas nas TAB. 4.1, 4.2 e 4.3, que contêm as informações relativas aos experimentos e aos materiais das tubulações utilizados em nosso trabalho.

Preferencialmente, a temperatura de realização dos experimentos deve ser próxima à temperatura de operação das tubulações do circuito primário de reatores *PWR*, ou seja, da ordem de 280 °C (536 °F). No entanto, algumas das informações apresentadas nas tabelas citadas anteriormente são relativas a experimentos feitos à temperaturas de ambiente ou um pouco mais elevadas que a indicada acima.

As informações obtidas na literatura, relativas aos experimentos realizados internacionalmente, estão geralmente em unidades do sistema inglês; a literatura referente aos métodos simplificados, objeto de nosso trabalho, traz as informações neste mesmo sistema de unidades.

4.2 Descrição das Geometrias, Características das Trincas e das Tubulações e suas Propriedades Mecânicas – Casos da Literatura

As características geométricas das configurações analisadas em nosso trabalho, referentes a tubos testados em experimentos internacionais, foram obtidas a partir de pesquisa bibliográfica (Casos da Literatura). Na FIG. 4.1 estão indicados os parâmetros que definem a configuração geométrica de um tubo com trinca circunferencial passante. Os dados referentes aos casos analisados no presente trabalho são apresentados na TAB. 4.1.

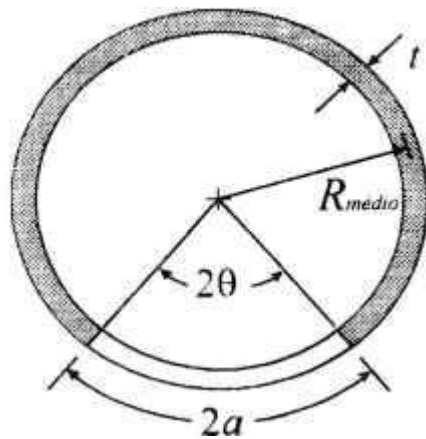


FIGURA 4.1 - Configuração adotada para representação de uma trinca circunferencial passante em uma tubulação

As propriedades mecânicas, referentes aos materiais dos tubos testados em experimentos (Casos da Literatura), analisados em nosso trabalho, foram obtidas por meio de pesquisa bibliográfica e estão descritas na TAB. 4.2.

Adotou-se a seguinte nomenclatura conforme Código *ASME*, referente aos materiais austeníticos:

- Aço SA-358 XXX, significa tubo soldado com costura, conformado a partir de chapa de aço inoxidável austenítico SA-240 tipo XXX;
- Aço SA-376 TP XXX, significa tubo de aço inoxidável austenítico, sem costura, para serviços a alta temperatura, grau TP XXX.

Limitações dimensionais definidas para uso do manual *EPRI / GE* (KUMAR, V. et al., 1981 e ZAHOOR, A., 1989) aplicáveis aos casos de trincas circunferenciais passantes submetidas a cargas puramente do tipo Axial ou Momento Fletor:

$$0,0625 \leq \theta/\pi \leq 0,5$$

$$5 \leq R_m/t \leq 20$$

TABELA 4.1 - Dimensões e Geometrias dos tubos testados em experimentos -
Casos da Literatura (CL)

Nº Ordem (c)	Caso Original	Material AÇO AUSTENÍTICO	Diâmetro externo L (mm)	Espess. t (mm)	2a (mm) (b)	Compr. Trinca L (% circunf. média)	meio ângulo de trinca TETA(em radianos) / PI (a1)	R médio (mm)	R/t (a2)	Referência
F M.BASE	1.1.1.23	SA358 316L	711,20	30,20	139,57	6,3	0,063	340,5	11,3	RAHMAN, S.; WILKOWSKI, GERY, M.; BRUST F., PVP-vol.280, ASME 1994.
H M.BASE	4111-5	SA358 316	719,33	30,20	835,57	37,0	0,370	344,5	11,4	RAHMAN, S.; WILKOWSKI, GERY, M.; BRUST F., PVP-vol.280, ASME 1994.
I 21 M.BASE	4131-5	SA376 TP304	154,94	13,90	185,76	38,9	0,389	69,1	5,0	SCOTT, P.; BRUST, F., NUREG CR-4574, 688-2136-1986
J22 SAW	4141-1	SA376 TP304	168,15	14,30	196,06	37,1	0,371	77,0	5,4	RAHMAN, S.; WILKOWSKI, GERY, M.; BRUST F., PVP-vol.280, ASME 1994.
K 23 SAW / M.BASE	4141-3	SA358 304	413,51	26,20	476,50	36,7	0,367	193,0	7,4	SCOTT, P.; BRUST, F., NUREG CR-4574, 688-2136-1986
L SAW	4141-5	SA376 TP304 Solubilizado	168,15	14,10	201,80	38,3	0,383	76,9	5,5	RAHMAN, S.; WILKOWSKI, GERY, M.; BRUST F., PVP-vol.280, ASME 1994.
Nº Ordem	Caso Original	Material aço NÃO AUSTENÍTICO	Diâmetro externo L (mm)	Espess. t (mm)	2a (mm) (b)	Compr. Trinca L (% circunf. média)	meio ângulo de trinca TETA(em radianos) / PI (a1)	R médio (mm)	R/t (a2)	Referência
M3 M.BASE	SFB1	SA508 CL3 (tubo feito à partir de forjado)	166,62	15,70	130,70	-	0,250	75,4	4,8	KOYAMA, K.; Muroya, I.; Tanaka, T.; Nakamura T., Nuclear Engineering and Design 191 (1999)
M8 M.BASE	STB1	SA335 Gr P22	165,35	14,10	129,79	-	0,250	76,2	5,3	KOYAMA, K.; Muroya, I.; Tanaka, T.; Nakamura T., Nuclear Engineering and Design 191 (1999)
N12 M.BASE	SPBMTW C8-3	SA333 Gr 6	218,95	15,30	241,30	-	0,351	101,9	6,7	CHATTOPADHYAY, J.; Dutta, B. K.; Kushwaha, H.S.-Intern. Journal Press. Vess. Piping 77 (2000)
O11	SPBMTW C8-2	SA333 Gr 6	218,90	15,09	179,32	-	0,261	101,6	6,7	CHATTOPADHYAY, J.; Dutta, B. K.; Kushwaha, H.S.-Intern. Journal Press. Vess. Piping 77 (2000)
P10	SPBMTW C8-1	SA333 Gr 6	219,00	15,14	125,48	-	0,182	101,6	6,7	CHATTOPADHYAY, J.; Dutta, B. K.; Kushwaha, H.S.-Intern. Journal Press. Vess. Piping 77 (2000)

OBSERVAÇÕES:

(a) - LIMITAÇÕES DIMENSIONAIS ADOTADAS PELO EPRI GE

Aplicáveis aos casos de trincas circunferenciais passantes submetidas a cargas puramente do tipo Axial ou Momento Fletor:

(a1) $0,0625 \leq \theta/\pi \leq 0,5$

(a2) $5 \leq R_m/t \leq 20$

(SÃO POSSÍVEIS EXTRAPOLAÇÕES ALÉM DESTES LIMITES. A SEREM ANALISADAS CASO A CASO)

(b) Comprimento medido na superfície externa do tubo.

(c) SAW significa: *Submerged Arc Weld* => Solda com processo a arco submerso.

TABELA 4.2 - Propriedades mecânicas dos materiais dos tubos testados em experimentos - Casos da Literatura (CL) (g)

Nº	Ordem	Caso	Material	σ_{10}	σ_{15}	σ_{20}	σ_{25}	σ_{30}	σ_{35}	E	V	J _{IC}	C	m	ϵ_0	Coeficientes Ramberg-Osgood		Temp. teste	Carregam. Momento Flexor	Referência
																Metal Base MPa (b)	Metal Solda MPa (d)			
F	M.BASE	1.1.1-23	SA338 316L	388	503	427	285 435 m. solda	1,83E+05	0,3	60	148	7,83E-04	1,83	10,94	8,71	3,28	n (a)	280	QS	RAHMAN, S.; WILKOWSKI, GERY, M.; BRUST F., PVP, vol.280, ASME 1984.
H	M.BASE	4111-3	SA338 316	282	485	501	365 384 m. solda	1,83E+05	0,3	109	148	1,25E-03	1,84	7,31	4,42	4,98	n (a)	280	QS	RAHMAN, S.; WILKOWSKI, GERY, M.; BRUST F., PVP, vol.280, ASME 1984.
I	M.BASE	4131-5	SA376 TP304	-	-	420	295	1,83E+05	0,3	1,423	1,850	7,60E-04	-	-	0,19	5,99	280	-	SCOTT, P.; BRUST, F.; MUREG (R 47), IJMI 218, 1986	
J	SAW	4141-1	SA376 TP304	324	469	449	294 m. base 395 m. solda	1,83E+05	0,3	89	184	1,77E-03	2,28	11,03	9,69	3,13	280	QS	RAHMAN, S.; WILKOWSKI, GERY, M.; BRUST F., PVP, vol.280, ASME 1984.	
K	M.BASE	4141-3	SA358 304	325	461	-	393	1,77E+05	0,3	100	164	1,84E-03	-	-	29,24	5,17	280	-	SCOTT, P.; BRUST, F.; MUREG (R 47), IJMI 218, 1986	
L	SAW	4141-5	SA376 TP304 Solubilizado	184	465	449	294 m. base 330 m. solda	1,83E+05	0,3	170	166	1,08E-03	3,42	4,84	9,69	3,13	280	QS	RAHMAN, S.; WILKOWSKI, GERY, M.; BRUST F., PVP, vol.280, ASME 1984.	
M	M.BASE	6FB1	ASME BA508 CL3	-	-	577	495	1,73E+05	0,3	687	645	2,30E-03	-	-	1,47	7,91	325	-	KOYAMA, K.; Muroya, T.; Tanaka, T.; Nakamura T. Nuclear Engineering and Design 181 (1989)	
N	M.BASE	6TB1	SA335 Gr P22	-	-	492	304	1,74E+05	0,3	623	582	1,41E-03	-	-	1,84	5,08	310	-	KOYAMA, K.; Muroya, T.; Tanaka, T.; Nakamura T. Nuclear Engineering and Design 181 (1989)	
O	M.BASE	SPBMTW C8-3	ASME SA333 Gr 6	-	-	420	354	2,04E+05	0,3	941	949	1,42E-03	-	-	10,76	4,30	25	QS	CHATTOPADHYAY, J.; Dutta, B. K.; Kuehwa, H.S. Intern. Journal Press. Vess. Piping 77 (2000)	
P	M.BASE	SPBMTW C8-2	ASME SA333 Gr 6	-	-	420	354	2,04E+05	0,3	590	949	1,42E-03	-	-	10,73	4,30	25	QS	CHATTOPADHYAY, J.; Dutta, B. K.; Kuehwa, H.S. Intern. Journal Press. Vess. Piping 77 (2000)	
Q	M.BASE	SPBMTW C8-1	ASME SA333 Gr 6	-	-	420	354	2,04E+05	0,3	1.530	848	1,42E-03	-	-	10,76	4,30	25	QS	CHATTOPADHYAY, J.; Dutta, B. K.; Kuehwa, H.S. Intern. Journal Press. Vess. Piping 77 (2000)	

OBSERVAÇÕES:

(a) LIMITAÇÃO QUANTO AO VALOR DO FATOR DE ENCRUAMENTO DO MATERIAL "n" ADOTADO PELO EPRI CODE
Aplicável aos casos de trincas circunferenciais passantes submetidas a cargas do tipo puramente Axial ou Momento Fletor:

$1 \leq n \leq 15$ (É POSSÍVEL EXTRAPOLAÇÃO ALÉM DESTES LIMITES, DEVENDO SER ANALISADA CASO A CASO)

(b) Considerar:

$$\sigma_{1.5} = \sigma_0$$

(c) Quando não disponível, usar:

$$\sigma_0 / E$$

(d) Quando não disponível, usar:

$$(\sigma_w + \sigma_{res}) / 2$$

(e) Os coeficientes C e m referem-se à equação:

$$J = C.(\Delta a)^m$$

(f) SAW significa: *Submerged Arc Weld* => Solda executada com processo a arco submerso.

(g) FATORES DE CONVERSÃO UTILIZADOS CONFORME IEEE/ASTM SI 10 (1997)

4.3 Características e Resultados de Experimentos Realizados em Tubos com Trincas Circunferenciais Passantes – Casos da Literatura

Os vãos, conforme FIG. 4.2 e as cargas máximas utilizados para fins comparativos neste trabalho, associados aos tubos testados nos experimentos (Casos da Literatura), obtidos com a realização de pesquisa bibliográfica, estão descritos na TAB. 4.3.

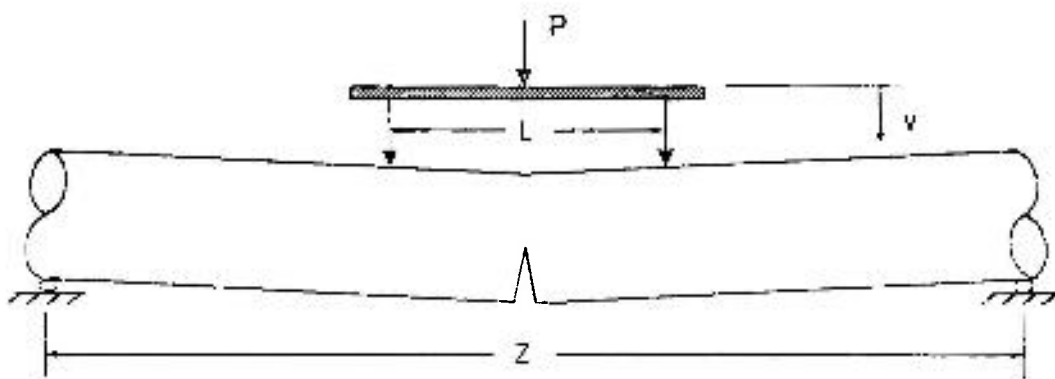


FIGURA 4.2 - Representação esquemática de tubulação com trinca circunferencial passante submetida a carregamento de momento fletor, considerando quatro pontos de aplicação do carregamento (*four-point bending*).

TABELA 4.3 - Vãos entre apoios e resultados de experimentos realizados -
Casos da Literatura - (CL)

Nº Ordem	Caso Original	Material AÇO AUSTENÍTICO	Vão interno L (m)	Vão externo Z (m)	Carga de iniciação (kN)	Carga Máxima (kN)	Momento Máximo (kN.m)	Referência
F M.BASE	1.1.1.23	SA358 316L	3,4	11,6	1.274	1.489	3.063,5	RAHMAN, S.; WILKOWSKI, GERY, M.; BRUST F., PVP- vol.280, ASME 1994.
H M.BASE	4111-5	SA358 316	3,4	11,6	471	611	1.257,1	RAHMAN, S.; WILKOWSKI, GERY, M.; BRUST F., PVP- vol.280, ASME 1994.
I 21 M.BASE	4131-5	SA376 TP304	-	-	57	74	-	SCOTT, P.; BRUST, F., NUREG / CR-4574, BNL-2136-1986
			1,2	3,3	57	74	37,7	NUREG/ CR 4082 vol. 4
J22 SAW	4141-1	SA376 TP304	1,2	3,3	58	74	37,5	RAHMAN, S.; WILKOWSKI, GERY, M.; BRUST F., PVP- vol.280, ASME 1994.
			1,2	3,3	61	74	37,5	NUREG/ CR 4082 vol. 4
			-	-	61	73	-	SCOTT, P.; BRUST, F., NUREG / CR-4574, BNL-2136-1986
K 23 SAW / M.BASE	4141-3	SA358 304	-	-	95	183	-	SCOTT, P.; BRUST, F., NUREG / CR-4574, BNL-2136-1986
			3,4	11,6	95	183	377,0	NUREG/CR 4082 vol. 4
L SAW	4141-5	SA376 TP304 Solubilizado	1,2	3,3	49	61	30,7	RAHMAN, S.; WILKOWSKI, GERY, M.; BRUST F., PVP- vol.280, ASME 1994 + NUREG/ CR 4082 vol. 4
Nº Ordem	Caso Original	Material aço NÃO AUSTENÍTICO	Vão interno L (m)	Vão externo Z (m)	Carga de iniciação (kN)	Carga Máxima (kN)	Momento Máximo (kN.m)	Referência
M3 M.BASE	SFB1	ASME SA508 CL3	0,8	2,3	—	282	105,7	KOYAMA, K.; Muroya, I.; Tanaka, T.; Nakamura T., Nuclear Engineering and Design 191: (1999)
M8 M.BASE	STB1	SA335 Gr P22	—	—	—	—	66,0	KOYAMA, K.; Muroya, I.; Tanaka, T.; Nakamura T., Nuclear Engineering and Design 191: (1999)
N12 M.BASE	SPBM TWC8-3	ASME SA333 Gr 6	1,5	4,0	—	141	88,7	CHATTOPADHYAY, J.; Dutta, B.; K.; Kushwaha, H.S.-Intern. Journal Press. Vess. Piping 77: (2000)
O11	SPBM TWC8-2	ASME SA333 Gr 6	1,5	4,0	—	—	124,7	CHATTOPADHYAY, J.; Dutta, B.; K.; Kushwaha, H.S.-Intern. Journal Press. Vess. Piping 77: (2000)
P10	SPBM TWC8-1	ASME SA333 Gr 6	1,5	4,0	—	—	155,2	CHATTOPADHYAY, J.; Dutta, B.; K.; Kushwaha, H.S.-Intern. Journal Press. Vess. Piping 77: (2000)

4.4 Características Geométricas e Propriedades Mecânicas dos Materiais Considerados - Caso de Estudo

Para o Caso de Estudo (INAP), considera-se a utilização dos aços inoxidáveis austeníticos *ASME* tipos: 304, 304L, 316, 316L, 321 e 347 na fabricação das tubulações do SRR com classe de segurança 1 (CS-1) em contato com o fluido refrigerante do reator, tendo em vista os aspectos operacionais específicos da mesma, onde a garantia da conservação do grau de pureza do líquido refrigerante é um requisito de projeto.

Os diâmetros internos mínimos das tubulações principais do SRR da INAP, que atendem aos requisitos de processo, correspondem aos tubos de aço inoxidável com diâmetros nominais de 8" e 10", com *SCH* 160S.

Aplicando-se os parâmetros básicos de projeto definidos na TAB. 4.4, apresentam-se na TAB. 4.5 as espessuras nominais e mínimas das paredes da tubulação do SRR do Caso de Estudo, definidas a partir dos requisitos de processo e dos cálculos feitos com base no estabelecido no código *ASME* Seção III, Div. 1, NB-3640..

TABELA 4.4 - Parâmetros básicos de projeto da tubulação - Tubo *SCH* 160S -
Aço Inoxidável - Caso de Estudo

Classe de Segurança Nuclear	Temp. Máxima °C	Classe de Pressão <i>psi</i>	Espess. de Corrosão mm	Diâmetros Nominais Mínimo Máximo pol.	Fluido Aplicável	Temp. de Projeto °C	Pressão de Projeto MPa
CS-1	400	2.500	ZERO	8" 10"	Água Desmineralizada	350	17,3

TABELA 4.5 - Espessura mínima de parede da tubulação (Código *ASME*) - Aços inoxidáveis tipos: 304/316/347 – Tubo *SCH* 160S - Caso de Estudo

Pressão de projeto = 17,3 MPa / Temperatura Projeto = 350 °C				
Diâmetro Nominal Externo polegadas	Espessura Parede mm	AÇO INOX AUSTENÍTICO tipos	S_m ASME seção II parte D MPa	Espessura MINIMA Parede do Tubo Código ASME NB-3641 mm
8"	23,02	304	111,7	16,76
		316	115,2	16,26
		347	131,0	14,48
10"	28,57	304	111,7	21,08
		316	115,2	20,32
		347	131,0	18,03

OBSERVAÇÕES:

- 1- Da análise das informações contidas na tabela pode-se inferir que os valores de espessura da tubulação *SCH* 160S são, respectivamente, da ordem de 35%, 40% e 60 % maiores do que os valores das espessuras mínimas calculadas pelo código *ASME* para a pressão de projeto, dependendo do tipo de aço inoxidável austenítico considerado: 304, 316, ou 347;
- 2- O diâmetro externo do tubo de aço inoxidável *SCH* 160S, utilizado no Caso de Estudo, com diâmetro nominal de 10", corresponde a 273,05 mm.

Apesar das diversas alternativas de aços inoxidáveis indicadas anteriormente; em nosso Caso de Estudo, adotou-se os aços austeníticos tipos 304 e 316 para os quais foi possível obter a maior quantidade de referências bibliográficas quanto à aplicação em centrais nucleares e que apresentavam as informações requeridas para aplicação dos métodos estudados. Estes aços são as alternativas de mais fácil aquisição no mercado internacional, considerando a aplicação na área nuclear.

Uma das principais características dos aços austeníticos, determinante na presente abordagem, é o fato de possuírem alta ductilidade. Esta propriedade deve-se, principalmente, ao fato de sua estrutura cristalina ser CFC (Cúbica de Face Centrada), que possui um maior número de sistemas de escorregamento, permitindo que o mecanismo de deformação plástica tenha maior probabilidade de ocorrência.

A microestrutura austenítica é obtida pelo balanceamento da composição química. Existem elementos austenitizantes, como o Níquel, o Carbono e o Nitrogênio e outros ferritizantes, como o Cromo.

Os gráficos das FIG. 4.3.A1 e FIG. 4.3.B, apresentam respectivamente curvas J_R e curvas tensão-deformação reais nas condições *LOWER BOUND* e *BEST FIT*. Estas curvas resultam da seleção feita a partir dos conjuntos de curvas de referência levantadas com base em valores ou parâmetros obtidos em testes e experimentos realizados com tubos e com corpos de prova (*NSAC/114, 1987*), em materiais austeníticos, *ASME SA-312 / SA-358 (SA-240) / SA-376 / SA-376 SAW / SA-376 SMAW*, tipos 304 e 316, considerados neste trabalho. Os conjuntos de curvas de referência correspondem à temperatura de operação das tubulações do circuito primário em reatores *PWR*, da ordem de 270°C e foram obtidas a partir do levantamento bibliográfico realizado neste trabalho, sendo apresentadas no APÊNDICE E.

A TAB. 4.6 apresenta uma compilação dos valores mínimos e de referência das propriedades mecânicas destes mesmos materiais à temperatura de 270°C, de acordo com as respectivas tabelas na Seção II, partes A / D, do Código *ASME* (1998).

Com base na análise dos gráficos citados, compilou-se nas TAB. 4.7.A e 4.8, os valores de propriedades e parâmetros associados à tenacidade, tensão e deformação de metais BASE e de materiais de solda (*SAW* e *SMAW*), utilizados como referência nos cálculos de avaliação de tubulações trincadas (valores limite inferior – *LOWER BOUND*), cálculos de estimativa de vazamentos (valores médios – *BEST FIT*) e cálculos de análise de sensibilidade (valores limite inferior e valores médios) para o Caso de Estudo.

TABELA 4.6 - Valores mínimos e de referência das propriedades mecânicas dos materiais (metal BASE/solda) dos tubos considerados neste trabalho - Materiais *ASME*: SA-312 / SA-358 (SA-240) / SA-376 / SA-376 SAW (3) / SA-376 *SAW* (+), tipos: 304 / 316 / 347

Material BASE / Solda	σ_{ys} (MPa)	σ_{uts} (MPa)	S_m (MPa)	V	Temperatura (°C) Ambiente Operação
VALOR	MIN (1)	MIN (1)	REF (1)	REF	REF
Aço	206,9	517,2	137,9	0,3	25
Tipo 304	129,7	437,9 (2)	116,6	0,3	270
Aço	206,9	517,2	137,9	0,3	25
Tipo 316	133,8	495,2 (2)	127,6	0,3	270
Aço	206,9	517,2	137,9	0,3	25
Tipo 347	151,7	412,4 (2)	135,2	0,3	270

(1) Os valores mínimos e de referência correspondem aos valores obtidos na Seção II, partes A / D, do Código *ASME* (1998).

(2) Os valores de tensão de ruptura tabelados são aqueles considerados adequados para uso em projeto. Para fins de aceitação ou rejeição de materiais, não se deve considerar os valores tabelados como restrição aos resultados dos testes executados nestes materiais em temperaturas mais elevadas que as do meio ambiente. Os valores tabelados servem de referência para se identificar eventuais problemas com materiais a serem aplicados, ou seja, quando os valores de tensão de ruptura (tabelados / testados) forem muito distintos entre si.

(3) *SAW*, significa: *Submerged Arc Weld*, ou seja, solda executada com processo a arco submerso.

(4) *SAW*, significa: *Shielded-Metal-Arc-Weld*, ou seja, processo de solda executado com eletrodo revestido.

(5) Os fatores de conversão de unidades estão conforme a *IEEE/ASTM SI 10* (1997).

TABELA 4.7.A - Valores de propriedades e parâmetros associados à tenacidade (curvas J_R), oriundos de testes em corpos de Prova C(T) (Aço Austenítico SA-376 TP 304) com limites inferiores (*LOWER BOUND*) e oriundos de testes e experimentos realizados em metais BASE e materiais de solda (*SAW* e *SMAW*) com valores médios (*BEST FIT*), executados à temperatura de operação de 270 °C, a serem utilizados no Caso de Estudo; curvas apresentadas na FIG. 4.3.A.I.

Parâmetros	Material	J_{Ic} (3) kJ/m ² (in.lb/in ²)	C (1) kJ/m ² (in.lb/in ²)	m (1)	Curvas J_R Referência
Médios	Metal BASE	751 (4.281)	529 (24.291)	0,645	I21 - Metal BASE (MIURA, N., 1999)
<i>BEST FIT</i>	SOLDA <i>SAW</i>	170 (970)	166 (11.706)	0,778	L - <i>SAW</i> RAHMAN, S.; WILKOWSKI, GERY, M.; (BRUST, F., 1994)
(2)	SOLDA <i>SMAW</i>	109 (622)	148 (10.143)	0,769	H - <i>SMAW</i> RAHMAN, S.; WILKOWSKI, GERY, M.; (BRUST, F., 1994)
Limite Inferior	Metal BASE	833 (4.752)	640 (23.780)	0,579	NS4C/114 - Metal BASE - Corpo de Prova C(T) (NS4C/114, 1987)
<i>LOWER BOUND</i>	SOLDA <i>SAW</i>	105 (597)	196 (3.970)	0,391	NS4C/114 - <i>SAW</i> - Corpo de Prova C(T) (NS4C/114, 1987)
(2)	SOLDA <i>SMAW</i>	195 (1.110)	275 (5.358)	0,380	NS4C/114 - <i>SMAW</i> - Corpo de Prova C(T) (NS4C/114, 1987)

(1) Os coeficientes C , m referem-se à equação e 8 (ANEXO E): $J = C \cdot (\Delta a)^m$

$$J \text{ (in.lb/in}^2\text{)} = C \text{ (in.lb/in}^2\text{)} \cdot (\Delta a \text{ (in)} / 1 \text{ (in)})^m$$

$$J \text{ (kJ/m}^2\text{)} = C \text{ (kJ/m}^2\text{)} \cdot (\Delta a \text{ (mm)} / 25,4 \text{ (mm)})^m$$

$$J \text{ (kJ/m}^2\text{)} = (C \text{ (in.lb/in}^2\text{)} / (5,708 * (25,4)^m)) \cdot (\Delta a \text{ (mm)})^m$$

Os coeficientes C e m foram obtidos a partir de ensaios com corpos de prova C(T) nos materiais apresentados na referência *NSAC/114 (1987)*.

Visando garantir valores de tenacidade apropriados e conservadores, mesmo para elevados níveis de carregamento aplicados, deve-se proceder ao tratamento dos dados obtidos em ensaios de Corpos de Prova C(T). Uma das técnicas refere-se ao ajuste bifuncional (correção) dos parâmetros das curvas J_R , de acordo com o **Apêndice A da NUREG-1061-Vol. 3 (1984)**.

Na TAB. 4.7.B a seguir são relacionados os valores dos parâmetros obtidos na referência *NSAC/114 (1987)*, para a extrapolação conservadora dos valores de J para estas curvas, decorrentes da aplicação da técnica referida.

Convém ressaltar que, em função dos resultados obtidos na seção 6.3.3, não foi adotado no Caso de Estudo o ajuste bifuncional (correção) das curvas J_R , condição *LOWER BOUND* referenciadas.

(2) Valores obtidos a partir das propriedades e parâmetros de materiais aplicáveis encontrados no levantamento bibliográfico realizado.

(3) Os fatores de conversão de unidades estão conforme a *IEEE/ASTM SI 10 (1997)*.

TABELA 4.7.B - Valores dos parâmetros da curva JT extrapolada para o ajuste bifuncional (correção), conforme Apêndice A da NUREG 1061-Vol. 3 (1984) a partir de dados de testes realizados com corpos de prova C(T), em unidades do sistema inglês
Material ASME: Aço Austenítico SA-376 TP 304 - (NSAC/114, 1987) - (vide FIG. 4.3.A2)

Parâmetros	Material	a_1 in-lb/in ² (1)	a_2 (1)	a_3 (1)	$\Delta a_{trans.}$ in	Curvas J_R Referência
Limite Inferior	Metal BASE	13.300	-11.740	0,195	0,085	NSAC 114 - Metal BASE Ajuste Corpo de Prova C(T) (NSAC/114, 1987)
LOWER BOUND (2)	SOLDA SAW	2.250	-1.618	0,108	0,061	NSAC 114 - SAW Ajuste Corpo de Prova C(T) (NSAC/114, 1987)
	SOLDA SMAW	3.940	-2.788	0,2036	0,139	NSAC 114 - SMAW Ajuste Corpo de Prova C(T) (NSAC/114, 1987)

(1) Os parâmetros a_1 , a_2 e a_3 referem-se à equação: $J = a_1 + a_2 e \left(-\Delta a / a_3 \right)$, aplicáveis a partir do $\Delta a_{trans.}$

(2) Valores válidos para unidades do sistema inglês, correspondentes às curvas levantadas em testes realizados com corpos de prova C(T).

TABELA 4.8 - Valores de propriedades e parâmetros associados às curvas **tensão-deformação** médias e limite inferior (FIG. 4.3.B) de metais BASE e materiais de solda (SAW e SMAW), obtidos à temperatura de operação de 270 °C, a serem utilizados no Caso de Estudo. (Materiais *ASME* - Aço Austenítico: SA-358 / SA-376 / SA-376SAW / SA-376SMAW, tipos: 304 / 316)

Parâmetros	Metal	α	n	σ_0 ou $\sigma_{0.01}$ $\sigma_{0.02}$	σ_{fs}	$\sigma_{0.01}$ ou $\sigma_{0.02}$ $\sigma_{0.05}$	$\sigma_{0.01}$ ou $\sigma_{0.02}$ $\sigma_{0.05}$	E	ϵ_0	Curvas tensão-deformação
(2)	SOLDA	(1)	(1)	MPa (ksi)	MPa (ksi)	MPa (ksi)	MPa (ksi)	MPa (ksi)		Referência:
Médios	Metal BASE	8,71	3,26	143 (20,7)	285 (41,3)	427 (61,9)	182.759 (26.500)	0,8E-03		F - Metal BASE (RAHMAN, S.; WILKOWSKI, GERY M.; BRUST, F., 1994)
	SOLDA SAW	1,63	10,94	366 (53,1)	434 (63,0)	503 (72,9)	182.759 (26.500)	2,00E-03		F - SAW (RAHMAN, S.; WILKOWSKI, GERY M.; BRUST, F., 1994)
BEST FIT	SOLDA SMAW	9,0	9,8	341 (49,4)	393 (57,0)	446 (64,7)	179.310 (26.000)	1,90E-03		NSAC 114 - SMAW Corpo de Prova C(T) (NSIC/114, 1987)
Limite Inferior	Metal BASE	7,30	8,9	163 (23,7)	295 (42,8)	427 (61,9)	175.862 (25.500)	0,93E-03		NSAC 114 - Metal BASE Corpo de Prova C(T) (NSIC/114, 1987)
LOWER BOUND	SOLDA SAW	3,32	5,91	309 (44,8)	371 (53,8)	434 (62,9)	179.310 (26.000)	1,72E-03		NSAC 114 - SAW Corpo de Prova C(T) (NSIC/114, 1987)
	SOLDA SMAW	1,84	7,31	282 (40,9)	383 (55,6)	485 (70,3)	182.759 (26.500)	1,54E-03		H - SMAW (RAHMAN, S.; WILKOWSKI, GERY M.; BRUST, F., 1994)

(1) Os coeficientes α , n referem-se à equação e.7 (ANEXO E):

$$\left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n - \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right) + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n$$

(2) Valores de propriedades e parâmetros obtidos a partir de curvas levantadas em testes e experimentos realizados com tubos e com corpos de prova, conforme indicado nas referências.

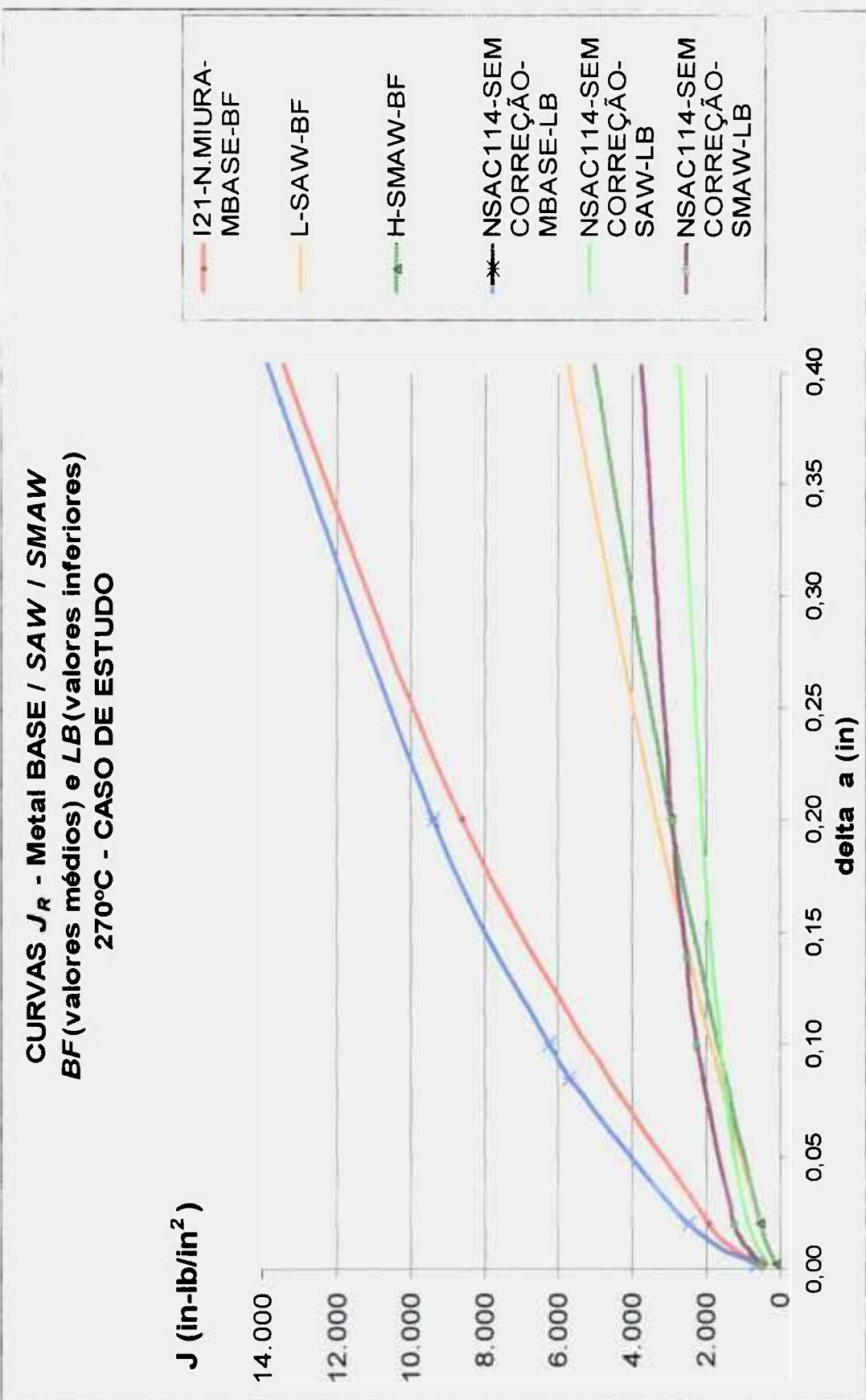


FIGURA 4.3.A1 – Curvas J_R – Metal BASE / SAW / SMAW – BF (valores médios) e LB (valores inferiores) – 270°C – Caso de Estudo

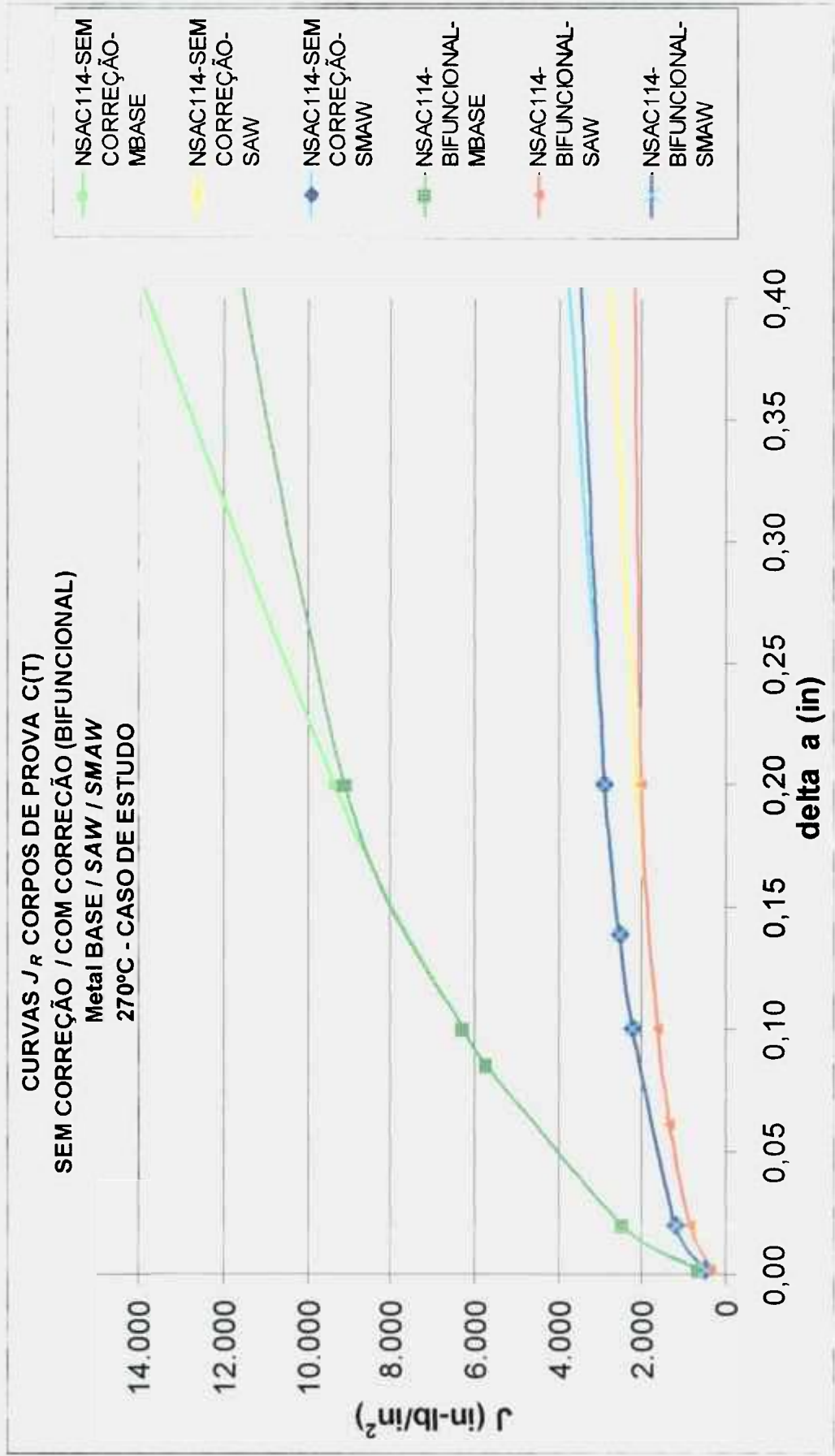


FIGURA 4.3.A2 – Curvas J_R – Corpos de Prova C(T) – SEM CORREÇÃO / COM CORREÇÃO / COM CORREÇÃO (BIFUNCIONAL) Metal BASE / SAW / SMAW - 270°C – Caso de Estudo

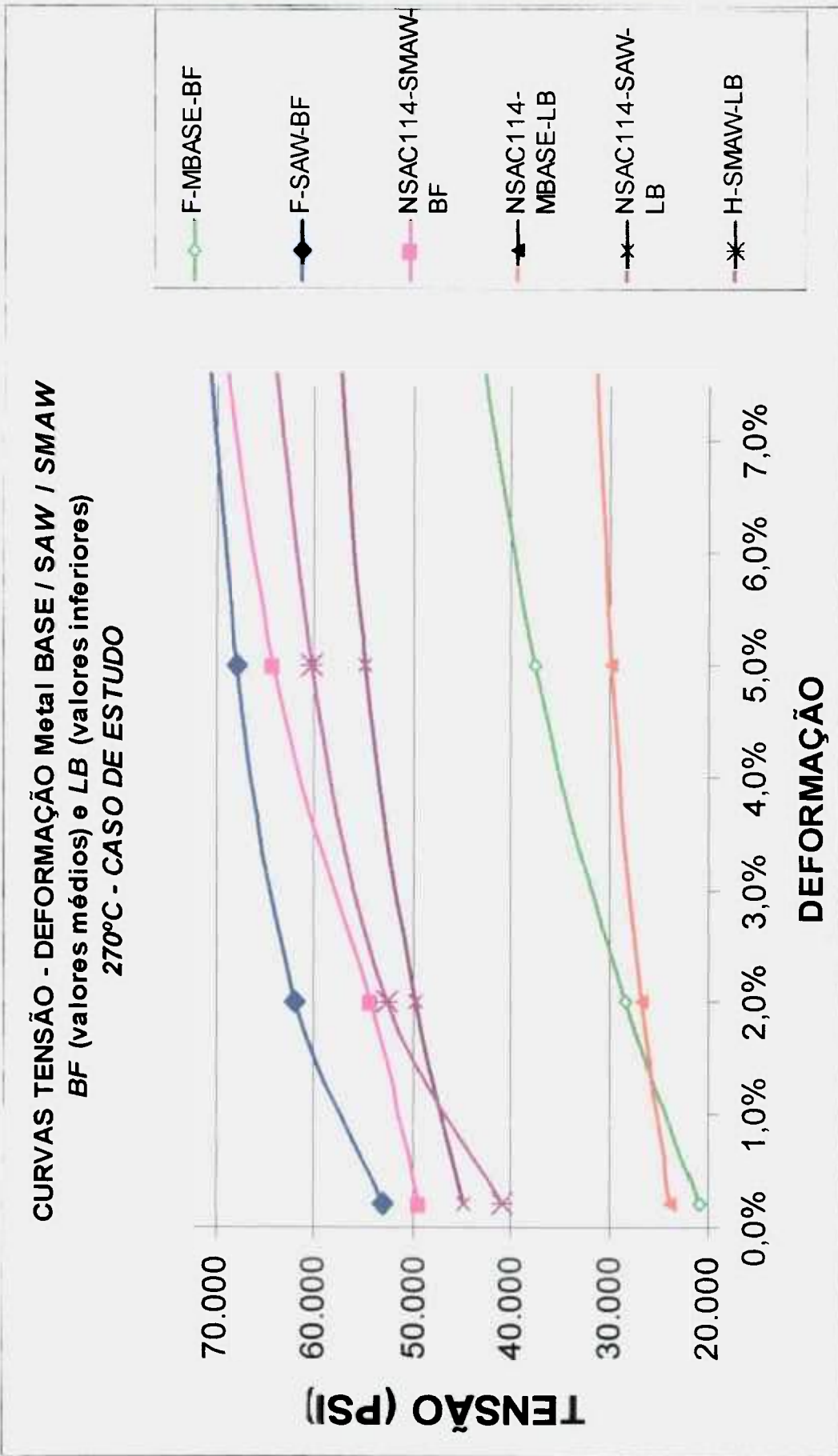


FIGURA 4.3.B – Curvas tensão-deformação reais – Metal BASE / SAW / SMAW – BF (valores médios) e LB (valores inferiores) – 270°C – Caso de Estudo

5 RESULTADOS OBTIDOS APLICANDO-SE OS MÉTODOS SIMPLIFICADOS J-T, R6 e *DPFAD*, PARA OS CASOS DA LITERATURA (CL) E PARA O CASO DE ESTUDO (INAP)

5.1 Momentos Máximos Obtidos; Resumo Comparativo dos Momentos Máximos em Relação aos Resultados Experimentais - Casos da Literatura

Na TAB. 5.1 apresentam-se os resultados dos valores dos momentos máximos (instabilidade) previstos pelos três métodos considerados e um resumo comparativo destes resultados com os respectivos resultados experimentais obtidos da literatura para os casos descritos anteriormente no capítulo 4.

Os valores dos momentos máximos foram calculados usando os roteiros e formulações relativas aos métodos simplificados descritos nos APÊNDICES A, B e C.

Em nosso trabalho na aplicação dos métodos estudados calculam-se os momentos de iniciação da trinca, impondo-se a seguinte condição: $J_{apl.} = J_{lc\ mat.}$

TABELA 5.1 - Resultados experimentais e Resultados obtidos com a aplicação dos métodos J-T, R6 e *DPFAD* - Casos da Literatura

Referência sequencial resultante deste trabalho CASO	Código original (literatura) CASO	Material	Momento máximo (kN.m)			Resultado Experim. Ref. Bibl.	Desvio percentual (%) do valor admissível (cálculo) em relação ao resultado experimental		
			Valor previsto por cálculo				MÉTODO		
			MÉTODO				MÉTODO		
			J-T	<i>DPFAD</i>	R6		J-T	<i>DPFAD</i>	R6
F M.BASE	1.1.1.23 (1)	SA-358 316L	2.468,6	2.150,0	2.361,3	3.063,5	-19,4	-29,8	-22,9
H M. BASE	4111-5 (1)	SA-358 316	1.228,8	1.228,8	1.186,3	1.257,1	-2,2	-2,2	-5,6
I21 M. BASE (Scott)	4131-5 (1)	SA-376 TP304	37,3	37,3	23,7	37,7	-1,2	-1,2	-37,1
J22 SAW (S.Rahman)	4141-1 (1)	SA-376 TP304	39,4	41,2	39,1	37,5	5,1	9,9	4,2
K23 SAW/M. BASE	4141-3 (1)	SA-358 304	335,9	335,9	438,4	377,0	-10,9	-10,9	16,3
L SAW (Solubilizado)	4141-5 (1)	SA-376 TP304	29,0	29,5	25,8	30,7	-5,5	-4,0	-16,2
M3 M. BASE	SFB1 (3)	SA-508 Cl3 (2)	100,2	99,2	88,7	105,7	-5,2	-6,2	-16,1
M8 M. BASE	STB1 (3)	SA-335 GrP22	63,3	63,0	51,4	66,0	-4,1	-4,5	-22,1
N12 M. BASE	SPBM TWC8-3 (4)	SA-333 Gr6	92,9	93,7	91,0	88,7	4,7	5,6	2,5
O11	SPBM TWC8-2 (4)	SA-333 Gr6	122,2	119,9	120,9	124,7	-2,0	-3,9	-3,1
P10	SPBM TWC8-1 (4)	SA-333 Gr6	157,4	151,1	162,7	155,2	1,4	-2,7	4,8
Desvio Percentual (%) Médio							-3,6	-4,5	-8,7

OBSERVAÇÕES:

- (1) - Material austenítico: experimento realizado à temperatura de operação (280 °C).
- (2) - Tubo fabricado a partir de um forjado do material indicado;
- (3) - Material NÃO austenítico: experimento realizado à temperatura entre 10 e 15% superior à temperatura de operação;
- (4) - Material NÃO austenítico: experimento realizado à temperatura ambiente (25 °C).

5.2 Momentos Máximos Obtidos com a Aplicação dos Métodos - Caso de Estudo

Os métodos J-T e *DPFAD* baseiam-se em formulações, tabelas e curvas desenvolvidas pelo *EPRI / GE*. De acordo com o estabelecido no manual do *EPRI* (ZAHOOOR, A., 1989), a relação R / t deve atender a faixa recomendada $5 \leq R / t \leq 20$ para carregamentos do tipo “momento fletor” ou “carga axial”, onde R é o raio médio da tubulação e t corresponde à espessura da tubulação, para o adequado uso das formulações e curvas parametrizadas estabelecidas naquele manual, devido a limitações geométricas impostas pela mecânica da fratura elasto-plástica.

No Caso de Estudo, a relação R / t corresponde ao valor de 4,28, extrapolando, portanto, a faixa recomendada. No entanto, de acordo com QUINONES DAVID - ROBERT L. CLOUD & ASSOCIATES, INC. (1992), podem ser aplicadas extrapolações da ordem de 20% além dos limites mínimo e máximo desta faixa. Adicionalmente, as curvas parametrizadas para obtenção do parâmetro H_{11} , relacionado às variáveis n e θ/π no intervalo aplicável ao Caso de Estudo, exibem um comportamento regular, conforme exemplo, obtido no manual do *EPRI*, apresentado no ANEXO B. Tais aspectos permitem que a extrapolação possa ser feita com a precisão adequada para o Caso de Estudo.

Considerando o descrito na seção 6.3.3 e nos resultados apresentados no APÊNDICE D, visando a simplificação dos cálculos, não se aplicou nas curvas J_R na condição *LOWER BOUND*, obtidas a partir de testes em corpos de prova C(T), nenhum ajuste (correção) para o material adotado para o Caso de Estudo. A técnica considerada neste trabalho refere-se ao ajuste (correção) dos parâmetros das curvas J_R , apresentada no Apêndice A da *NUREG-1061-Vol. 3 (1984)*. Os parâmetros de correção resultantes da utilização desta técnica para corpos de prova C(T) específicos, foram apresentados anteriormente na TAB. 4.7.B.

Os dados e parâmetros das curvas J_R e tensão-deformação dos aços austeníticos utilizados como referência do Caso de Estudo, são apresentados nas TAB. 4.7.A e 4.8. Os valores apresentados nestas tabelas (enquadrados nas condições *BEST FIT* e *LOWER BOUND*) decorreram de uma seleção feita a partir de um conjunto de curvas J_R e tensão-deformação, originadas de um levantamento bibliográfico de materiais ensaiados. Esse conjunto de curvas é apresentado no APÊNDICE E.

Para obtenção dos momentos máximos (instabilidade) foi atendido o critério definido na seção 2.2 e foram aplicados os métodos de análise descritos no capítulo 3.

Na fase inicial da avaliação, os carregamentos máximos (cargas de instabilidade) foram calculados aplicando-se um fator de segurança igual a 2 no comprimento de trinca capaz de produzir um vazamento possível de ser detectado pelo sistema de monitoração da planta (LSC_1). As cargas impostas nesta fase inicial são devidas à operação normal da planta mais aquelas oriundas da aplicação de carregamento sísmico de desligamento seguro (SDS) (*SSE*).

Na fase final da análise, os carregamentos máximos foram calculados utilizando-se diretamente o comprimento de trinca capaz de produzir um vazamento possível de ser detectado pelo sistema de monitoração da planta (LSC_1), sem nenhum fator de segurança associado. As cargas impostas nesta fase final são definidas como cargas excessivamente elevadas, superiores àquelas da fase inicial, sendo iguais a 1,414 vezes as cargas referentes à operação normal + *SSE*.

As cargas utilizadas, tanto na fase inicial quanto na fase final das análises, resultaram de combinações de carregamentos, conforme descrito no APÊNDICE F.

A dimensão da trinca circunferencial LSC_1 , utilizada como referência, tanto na fase inicial quanto na fase final da avaliação de tubulações trincadas, está definida no APÊNDICE F.

Nas TAB. 5.2 e 5.3 estão apresentados os valores dos momentos fletores máximos (instabilidade) e as margens (fatores) de segurança (SF) associadas, calculadas com a aplicação dos métodos J-T, *DPFAD* e R6 para cargas normais e excessivas, respectivamente, tendo sido considerados os critérios associados ao conceito *LBB*. Estes valores foram obtidos em função das diversas composições possíveis, considerando a condição *LOWER BOUND* da curva tensão-deformação para o metal BASE com as condições *LOWER BOUND* e valores médios, *BEST FIT*, das curvas J_R para metal BASE, *SAW* e *SMAW*.

A aplicação dos métodos e respectivos cálculos foram executados de forma semelhante aos dos exemplos descritos nos APÊNDICES A, B e C.

TABELA 5.2 - MARGENS DE SEGURANÇA (SF) e MOMENTOS FLETORES MÁXIMOS (INSTABILIDADE) -

MÉTODOS: J-T e DPFAD (EPR) / R6 - CASO DE ESTUDO

(SF = CARREGAMENTO ADMISSÍVEL / CARREGAMENTO A SER APLICADO)

(Carregamento a ser Aplicado => Operação NORMAL + SSE) => (MOMENTO EQUIVALENTE = 49.649 N.m)com $L_{critico} = 2 LSC_1 = 2 \times L_{vazamento}$ (19 litros / minuto = 5 gpm)

VALORES OBTIDOS A PARTIR DOS RESULTADOS DA APLICAÇÃO DOS MÉTODOS		CURVAS TENSÃO-DEFORMAÇÃO						
		LOWER BOUND METAL BASE			BEST FIT METAL BASE			
		DPFAD	J-T	R6	DPFAD	J-T	R6	
CURVAS J R	LOWER BOUND SEM CORREÇÃO	SF - M. BASE	1,99	1,99	2,17	2,46	2,54	2,03
		MOMENTO INSTABILIDADE (N.m) METAL BASE	98.667	98.675	107.897	122.020	125.974	100.554
		SF - SAW	1,69	1,69	1,74	1,62	1,70	1,56
		MOMENTO INSTABILIDADE (N.m) SAW	83.694	83.720	86.431	80.556	84.171	77.392
		SF - SMAW	1,75	1,75	1,80	1,76	1,83	1,60
		MOMENTO INSTABILIDADE (N.m) SMAW	86.911	86.908	89.255	87.561	90.950	79.652
	BEST FIT	SF - M. BASE	1,97	1,97	2,14	2,44	2,53	2,03
		MOMENTO INSTABILIDADE (N.m) METAL BASE	97.955	97.842	106.203	121.342	125.410	100.554
		SF - SAW	1,79	1,79	1,88	2,00	2,08	1,68
		MOMENTO INSTABILIDADE (N.m) SAW	88.691	88.691	93.210	99.424	103.378	83.606
		SF - SMAW	1,75	1,76	1,84	1,95	2,01	1,64
		MOMENTO INSTABILIDADE (N.m) SMAW	86.996	87.448	91.515	96.599	99.989	81.347

TABELA 5.3 - MARGENS DE SEGURANÇA (SF) e MOMENTOS FLETORES MÁXIMOS (INSTABILIDADE) -

MÉTODOS: J-T e DPFAD (EPR) / R6 - CASO DE ESTUDO

(SF = CARREGAMENTO ADMISSÍVEL / CARREGAMENTO A SER APLICADO)

(Carregamento a ser Aplicado \Rightarrow $1,414 * (\text{Operação NORMAL} + \text{SSE}) \Rightarrow$ (MOMENTO EQUIVALENTE = 70.204 N.m)

com $L_{\text{critico}} = L_{SC1} = L_{\text{vazamento}}$ (19 litros / minuto = 5 gpm)

VALORES OBTIDOS A PARTIR DOS RESULTADOS DA APLICAÇÃO DOS MÉTODOS			CURVAS TENSÃO-DEFORMAÇÃO					
			LOWER BOUND METAL BASE			BEST FIT METAL BASE		
DPFAD e J-T (Formulação EPR) R6			DPFAD	J-T	R6	DPFAD	J-T	R6
FATORES DE SEGURANÇA OBTIDOS A PARTIR DOS VALORES DOS MOMENTOS MÁXIMOS (INSTABILIDADE) DAS POSSÍVEIS COMBINAÇÕES LOWER BOUND e BEST FIT DAS CURVAS (TENSÃO-DEFORMAÇÃO e J_R)								
CURVAS	LOWER BOUND	SF - M. BASE	2,97	2,80	3,15	3,59	3,73	2,97
		MOMENTO INSTABILIDADE (N.m) METAL BASE	208.578	196.733	221.223	251.905	261.850	208.299
		SF - SAW	2,52	2,38	2,52	2,37	2,49	2,28
		MOMENTO INSTABILIDADE (N.m) SAW	176.924	166.918	177.210	166.304	174.958	160.320
		SF - SMAW	2,62	2,47	2,61	2,57	2,69	2,35
		MOMENTO INSTABILIDADE (N.m) SMAW	183.725	173.273	183.002	180.765	189.048	165.001
	BEST FIT	SF - M. BASE	2,95	2,78	3,10	3,57	3,71	2,97
		MOMENTO INSTABILIDADE (N.m) METAL BASE	207.071	195.073	217.749	250.505	260.675	208.299
		SF - SAW	2,67	2,52	2,72	2,92	3,06	2,47
		MOMENTO INSTABILIDADE (N.m) SAW	187.487	176.827	191.109	205.256	214.881	173.193
		SF - SMAW	2,62	2,48	2,67	2,84	2,96	2,40
		MOMENTO INSTABILIDADE (N.m) SMAW	183.904	174.349	187.635	199.425	207.836	168.512

5.3 Aplicação do Conceito *LBB* - Caso de Estudo

Com base nos resultados dos cálculos dos momentos máximos (instabilidade) e margens de segurança apresentadas nas TAB. 5.2 e 5.3 utilizando-se os diferentes métodos propostos neste trabalho, são apresentadas na TAB. 5.4 as margens de segurança críticas (mais conservadoras) **m1** e **m2**, associadas à avaliação de tubulações trincadas para o Caso de Estudo.

TABELA 5.4 - Margens de Segurança críticas (conservadoras) - Momentos Máximos – Caso de Estudo

Material	Margem de segurança Momento máximo (admissível/atuante) Carregamentos = (Op. NORMAL+SSE) L crítico = 2LSC ₁ m1			Margem de segurança Momento máximo (admissível/atuante) Carregamentos excessivos =1,414x(Op.NORMAL+ SSE) L crítico = LSC ₁ m2		
	Método <i>DPFAD</i>	Método J-T	Método R6	Método <i>DPFAD</i>	Método J-T	Método R6
Metal BASE	1,97	1,97	2,03	2,95	2,78	2,97
<i>SAW</i>	1,62	1,69	1,56	2,37	2,38	2,28
<i>SMAW</i>	1,75	1,75	1,6	2,57	2,47	2,35

As margens de segurança quanto à avaliação de tubulações trincadas, em um determinado ponto, são verificadas por meio da comparação entre o valor do momento máximo admissível (instabilidade), calculado por meio dos métodos simplificados propostos neste trabalho e o respectivo momento máximo atuante, calculado neste ponto. Devem ser consideradas as condições de operação Normal e Excessiva, sendo que esta última corresponde a 1,414 vezes as cargas referentes à operação Normal + SSE.

Para que seja assegurada uma avaliação favorável da tubulação trincada, aplicando-se os critérios associados ao conceito *LBB*, a relação **m_i = Mom. máx. admissível / Mom. atuante** deve obedecer aos seguintes limites de segurança:

m1 ≥ 1,0 para o carregamento atuante = (Operação NORMAL + SSE),
considerando L crítico = 2LSC₁; e

m2 ≥ 1,0 para o carregamento atuante = 1,414 x (Operação NORMAL + SSE),
considerando L crítico = LSC₁.

Convém ressaltar que a tenacidade à fratura bastante elevada da tubulação do Caso de Estudo, que deverá ser fabricada em aço austenítico, comportando-se regra geral como um material elástico perfeitamente plástico, permite que se adote o modo de falha colapso plástico, utilizando-se o método de análise carga limite, para a avaliação das tubulações trincadas. Assim, para as tubulações do Caso de Estudo, utilizou-se, de forma complementar, o código *PICEP* (ANEXO A), que emprega este tipo de análise, para demonstrar a existência de compatibilidade com os resultados da avaliação das tubulações trincadas obtidos com uso dos métodos simplificados.

De acordo com este tipo de análise, o colapso estrutural ocorre quando as cargas aplicadas induzem uma tensão de escoamento generalizada (*flow stress*), agindo uniformemente na seção trincada. O comprimento crítico para trincas circunferenciais passantes é obtido assumindo-se o colapso plástico da seção remanescente. Nesta condição, a seção resistente do tubo escoia completamente, formando uma rótula plástica e causando a instabilidade da seção trincada. Existe uma série de formulações (*NUREG-1061-Vol.3, 1984; ZAHOOR, A., 1989*) que relacionam o momento limite e o tamanho crítico de uma trinca circunferencial passante em um tubo, considerando as características dos materiais.

As propriedades de materiais considerados para o Caso de Estudo, para a avaliação utilizando-se o código *PICEP*, são aquelas obtidas das curvas tensão-deformação (resultantes do ensaio de tração) considerando valores *LOWER BOUND* recomendados por norma e apresentadas na TAB. 4.8.

Para o cálculo do comprimento crítico da trinca circunferencial passante ($L_{\text{crítico}} = a_c$) com uso do código *PICEP*, foram aplicados carregamentos semelhantes àqueles utilizados nos métodos simplificados estudados.

Relacionando-se os valores de a_c obtidos por meio da aplicação do código *PICEP* com os respectivos valores de LSC_1 definidos no APÊNDICE F e apresentados na TAB. 5.5 para distintos tipos de material, obtêm-se as correspondentes margens de segurança associadas à avaliação da tubulação trincada no ponto mais crítico, considerando os carregamentos aplicados.

TABELA 5.5 - Margens de Segurança – Avaliação da tubulação trincada (dimensão de trinca) - Código *PICEP* – Curvas tensão-deformação, condição *LOWER BOUND* - Caso de Estudo

	Dimensão da Trinca Detectável (p/ 19 l/min) (5 gpm)	Margem de segurança Dimensão de trinca (a_c / LSC_1) Carregamentos = (Op. NORMAL + SSE)		Margem de segurança Dimensão de trinca (a_c / LSC_1) Carregamentos excessivos = 1,414 x (Op. NORMAL + SSE)	
metal BASE / Solda	LSC ₁ (mm)	Lcrítico a_c (mm)	Margem de segurança m1	Lcrítico a_c (mm)	Margem de segurança m2
Metal BASE	149,9	383,5	2,56	348,0	2,33
Solda SAW	160,0	403,9	2,54	370,8	2,33
Solda SMAW	160,0	411,5	2,57	375,9	2,36

Sendo a_c o comprimento crítico de trinca circunferencial passante, para que seja assegurada uma avaliação favorável da tubulação trincada, aplicando-se os critérios associados ao conceito *LBB*, a relação $m_i = a_c / LSC_1$ deve obedecer aos seguintes limites de segurança:

$m1 \geq 2,0$ para o carregamento atuante = (Operação NORMAL + SSE); e

$m2 \geq 1,0$ para o carregamento atuante = 1,414 x (Operação NORMAL + SSE).

6 ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

6.1 Discussão dos Resultados – Casos da Literatura

Pode-se observar, com base nos resultados apresentados na TAB. 5.1 que, em alguns casos, as previsões dos valores de momentos máximos feitas com os métodos aplicados foram superiores (não conservadores) e em outros inferiores (conservadores) aos resultados obtidos experimentalmente.

Os métodos J-T e *DPFAD* forneceram valores de momentos máximos (instabilidade) próximos dos valores obtidos nos experimentos específicos realizados internacionalmente, obtidos da literatura referenciada. Ambos os métodos deveriam apresentar resultados teoricamente iguais, tendo em vista que os mesmos se baseiam nas mesmas formulações e nas mesmas características e parâmetros específicos dos materiais utilizados nos experimentos. De acordo com a *NSAC/114 (1987)*, os carregamentos máximos (instabilidade) estimados utilizando-se os métodos J-T e *DPFAD* apresentam, geralmente, diferenças de até 10%. Na aplicação prática dos métodos, utilizamos em nosso trabalho de pesquisa aproximações gráficas e cálculos iterativos com uso de planilha eletrônica, impondo limites para a convergência de resultados. As aproximações gráficas e os limites impostos durante a execução dos cálculos (APÊNDICES A, B e C) resultaram nos valores apresentados nas tabelas do capítulo 5.

Com relação ao método **R6**, foi adotado em nosso trabalho uma curva de falha genérica que abrange uma ampla gama de materiais, dentre os quais se encontram os aços austeníticos. Sendo de mais simples aplicação, seus resultados possuem uma aderência menor do que aqueles definidos pela aplicação dos métodos J-T e *DPFAD*. Os desvios maiores ocorridos entre resultados se justificam por não terem sido representadas plenamente as características e parâmetros específicos dos materiais utilizados nos experimentos. Em 82% dos resultados obtidos com a aplicação do método **R6**, existe a mesma tendência com relação ao conservadorismo (a favor ou contra a segurança) quanto aos mesmos resultados obtidos com a aplicação dos métodos J-T e *DPFAD*. Apesar de dois casos apresentarem divergência quanto ao conservadorismo dos resultados, apenas um destes apresenta desvio percentual significativo do valor de momento máximo calculado, em relação ao resultado experimental.

A TAB. 6.1 apresenta, para os Casos da Literatura, uma análise comparativa dos desvios entre os resultados obtidos com a aplicação dos métodos estudados e os resultados experimentais apresentados na TAB. 5.1.

TABLE A 6.1 - ANÁLISE COMPARATIVA DOS RESULTADOS OBTIDOS COM A APLICAÇÃO DOS MÉTODOS ESTUDADOS VERSUS RESULTADOS EXPERIMENTAIS - CASOS DA LITERATURA

MÉTODOS ==>>	J-T	DPPAD	MÉDIA (J-T e DPPAD)	R6
MÉDIA DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS PRIMEIRO MÉTODO DE REFERÊNCIA A APLICAÇÃO DOS MÉTODOS E OS VALORES OBTIDOS EXPERIMENTALMENTE	- 3,6% (CONSERVADORA)	- 4,5% (CONSERVADORA)	- 4% (CONSERVADORA)	- 8,7% (CONSERVADORA)
PERCENTUAL DE REJEIÇÃO EM DESMERECIMENTO À DIFERENÇA ENTRE OS RESULTADOS OBTIDOS COM A APLICAÇÃO DOS MÉTODOS E OS VALORES OBTIDOS EXPERIMENTALMENTE	82%	82%	82%	45%
PERCENTUAL DE REJEIÇÃO EM DESMERECIMENTO À DIFERENÇA ENTRE OS RESULTADOS OBTIDOS COM A APLICAÇÃO DOS MÉTODOS E OS VALORES OBTIDOS EXPERIMENTALMENTE	18%	18%	18%	55%
DIFERENÇA ENTRE OS RESULTADOS OBTIDOS COM A APLICAÇÃO DOS MÉTODOS E OS VALORES OBTIDOS EXPERIMENTALMENTE	- 19% (CONSERVADORA) (01 CASO)	- 30% (CONSERVADOR) (01 CASO)	- 30% (CONSERVADOR) (01 CASO)	- 37% (CONSERVADOR) (01 CASO)
PERCENTUAL DE REJEIÇÃO EM CONSERVAÇÃO DE RESULTADOS OBTIDOS COM APLICAÇÃO DOS MÉTODOS	74%	80%	75%	65%
MÉDIA DOS RESULTADOS OBTIDOS COM A APLICAÇÃO DOS MÉTODOS E OS VALORES OBTIDOS EXPERIMENTALMENTE	- 7% (CONSERVADORA)	- 7% (CONSERVADORA)	- 7% (CONSERVADORA)	- 18% (CONSERVADORA)
PERCENTUAL DE REJEIÇÃO EM CONSERVAÇÃO DE RESULTADOS OBTIDOS COM APLICAÇÃO DOS MÉTODOS	30%	20%	25%	35%
MÉDIA DOS RESULTADOS DE REFERÊNCIA SÃO CONSERVADORES E OS VALORES OBTIDOS EXPERIMENTALMENTE	+ 3% (NÃO CONSERVADORA)	+ 7% (NÃO CONSERVADORA)	+ 5% (NÃO CONSERVADORA)	+ 7% (NÃO CONSERVADORA)
MÉTODOS ==>>	J-T e DPPAD	J-T e R6	DPPAD e R6	
DIFERENÇA ENTRE OS RESULTADOS OBTIDOS COM A APLICAÇÃO DOS MÉTODOS E OS VALORES OBTIDOS EXPERIMENTALMENTE	3%	14%	15%	
DIFERENÇA ENTRE OS RESULTADOS OBTIDOS COM A APLICAÇÃO DOS MÉTODOS E OS VALORES OBTIDOS EXPERIMENTALMENTE	15% (01 CASO)	57% (01 CASO)	57% (01 CASO)	

6.2 Discussão dos Resultados – Caso de Estudo

Pode-se observar, nas TAB. 5.2 e 5.3, que no Caso de Estudo os momentos máximos (instabilidade) e as respectivas margens de segurança obtidas com a aplicação do método **R6** também apresentam um desvio médio maior, em relação aos resultados obtidos com a aplicação dos métodos J-T e *DPFAD*. Estes dois métodos apresentam resultados bem mais próximos entre si.

Tendo em vista as margens de segurança apresentadas nas TAB. 5.4 e 5.5, considerando os parâmetros de avaliação estabelecidos, os momentos preliminarmente calculados e os valores médios de desvios apresentados pelos métodos simplificados em relação aos resultados experimentais, podem ser considerados atendidos os critérios de avaliação de tubulações trincadas no que tange ao momento máximo atuante e ao comprimento da trinca.

A partir da observação destas margens de segurança, pode-se inferir preliminarmente, com base nas informações disponíveis e nos cálculos realizados, sobre a provável viabilidade da aplicação do conceito *LBB* às tubulações do SRR da INAP, para o caso estudado.

Os valores de momentos fletores máximos obtidos para o Caso de Estudo, com a aplicação dos métodos estudados, não podem ser comparados, na presente oportunidade, a valores obtidos experimentalmente. Portanto, torna-se de suma importância que sejam executadas análises de sensibilidade quanto aos resultados obtidos. Na seção 6.3, a seguir, apresentam-se algumas análises feitas referentes ao Caso de Estudo.

Na TAB 6.2.A apresentam-se para o metal BASE, *SAW* e *SMAW*, um resumo das margens de segurança mais conservadoras obtidas com a aplicação dos métodos simplificados *DPFAD*, J-T, R6 e com o método de análise carga limite.

Na TAB 6.2.B são indicados os critérios considerados na aplicação dos métodos estudados.

Na TAB 6.2.C apresentam-se para o metal BASE, *SAW* e *SMAW*, as folgas percentuais nas margens de segurança mais conservadoras, resultantes dos cálculos feitos utilizando-se os métodos simplificados *DPFAD*, J-T, R6 e o método de análise carga limite, considerando a aplicação dos critérios de avaliação associados ao conceito *LBB*. Pode-se observar nesta tabela que, no caso de carregamento devido a operação **NORMAL + SSE**, o valor médio das folgas percentuais das margens de segurança resultantes da aplicação do método de análise carga limite, é 43% inferior ao valor médio das folgas

apresentadas pelos outros três métodos estudados. Para o caso de carregamento excessivo, ou seja $1,414 \times$ (operação NORMAL + SSE), este mesmo valor é 13% inferior.

Os resultados obtidos, de forma complementar, com a aplicação do método de análise carga limite (*PICEP*), demonstram que este método apresenta resultados mais conservadores. Para obtenção de resultados mais precisos utilizando-se este método, é recomendável que a relação $R/t > 10$ (NUREG/CR-6540, 1998). Foi comprovado experimentalmente que nos casos onde $R/t < 10$, há um gradual aumento nos valores de tensão máxima admissível (instabilidade) pelo componente em relação à tensão de escoamento generalizada calculada aplicando-se este método. Para o Caso de Estudo onde $R/t = 4,2$ utilizou-se os resultados obtidos com o método de análise carga limite (*PICEP*) como referência para a avaliação das margens de segurança obtidas com a aplicação dos outros métodos de análise simplificada estudados.

Convém ressaltar que as margens de segurança devem, no mínimo, ser suficientes para prevenir variações realísticas dos parâmetros ou das incertezas dos métodos de análise. Um motivo usual para se requerer margens de segurança mais conservadoras refere-se às incertezas sobre a obtenção das propriedades dos materiais aplicados.

Os aspectos relacionados a seguir também podem levar ao incremento das margens de segurança:

- Carregamentos reais simplificados ou hipóteses para a aplicação dos métodos de cálculo que foram assumidas;
- Dificuldade ou incerteza na caracterização da trinca;
- Possível existência de efeitos dependentes do tempo;
- Possíveis alterações futuras nos requisitos operacionais;
- Inaceitabilidade das consequências de uma falha.

TABELA 6.2.A - MARGENS DE SEGURANÇA MAIS CONSERVADORAS CALCULADAS POR MEIO DA APLICAÇÃO DOS MÉTODOS SIMPLIFICADOS (MIFEP): DPFAD / J-T / R6 (TAB. 5.4) E DO MÉTODO DE ANÁLISE CARGA LIMITE (CÓDIGO PICEP) (TAB. 5.5) - CASO DE ESTUDO

CARGA/COMPONENTE	OPERAÇÃO NORMAL +SE		TENSÃO/OPERAÇÃO NORMAL +SE (MIFEP)	
	Complemento da trinca (LSC)	Complemento da trinca (LSC)	Complemento da trinca (LSC)	Complemento da trinca (LSC)
MÉTODOS DE ANÁLISE MODO DE TRINCA (PARÂMETRO VERIFICADO)	MIFEP (MÉTODOS: DPA ADJ T/R6) RASGAMENTO DUCTIL (MOMENTO MÁXIMO)	CARGA LIMITE (Código: PICEP) COLAPSO PLÁSTICO (DIMENSÃO DA TRINCA)	MIFEP (MÉTODOS: DPA ADJ T/R6) RASGAMENTO DUCTIL (MOMENTO MÁXIMO)	CARGA LIMITE (Código: PICEP) COLAPSO PLÁSTICO (DIMENSÃO DA TRINCA)
MATERIAL	Metal BASE	1,97	2,56	2,78
	SAW	1,56	2,54	2,28
	SMAW	1,80	2,57	2,35

TABELA 6.2.B - CRITÉRIOS DE AVALIAÇÃO DAS MARGENS DE SEGURANÇA (CONCEITO L&B) - CASO DE ESTUDO

CRITÉRIO DE AVALIAÇÃO	OPERAÇÃO NORMAL +SE		TENSÃO/OPERAÇÃO NORMAL +SE (MIFEP)	
	IGUAIS OU MAIORES que 1,0	IGUAIS OU MAIORES que 2,0	IGUAIS OU MAIORES que 1,0	IGUAIS OU MAIORES que 1,0
MÉTODOS DE ANÁLISE MODO DE TRINCA (PARÂMETRO VERIFICADO)	MIFEP (MÉTODOS: DPA ADJ T/R6) RASGAMENTO DUCTIL (MOMENTO MÁXIMO)	CARGA LIMITE (Código: PICEP) COLAPSO PLÁSTICO (DIMENSÃO DA TRINCA)	MIFEP (MÉTODOS: DPA ADJ T/R6) RASGAMENTO DUCTIL (MOMENTO MÁXIMO)	CARGA LIMITE (Código: PICEP) COLAPSO PLÁSTICO (DIMENSÃO DA TRINCA)
CRITÉRIO DE AVALIAÇÃO DO CONCEITO L&B	IGUAIS OU MAIORES que 1,0	IGUAIS OU MAIORES que 2,0	IGUAIS OU MAIORES que 1,0	IGUAIS OU MAIORES que 1,0

TABELA 6.2.C - FOLGAS PERCENTUAIS NAS MARGENS DE SEGURANÇA MAIS CONSERVADORAS RESULTANTES DA APLICAÇÃO DOS CRITÉRIOS DE AVALIAÇÃO - CASO DE ESTUDO

MATERIAL	OPERAÇÃO NORMAL +SE		TENSÃO/OPERAÇÃO NORMAL +SE (MIFEP)		DIFERENÇA DOS PERCENTUAIS DE FOLGAS DAS MARGENS DE SEGURANÇA ENTRE O RASGAMENTO DUCTIL E O COLAPSO PLÁSTICO	MATERIAL
	DIFERENÇA DOS PERCENTUAIS DE FOLGAS DAS MARGENS DE SEGURANÇA ENTRE O RASGAMENTO DUCTIL E O COLAPSO PLÁSTICO	MÉTODOS DE ANÁLISE MODO DE TRINCA (PARÂMETRO VERIFICADO)	MÉTODOS DE ANÁLISE MODO DE TRINCA (PARÂMETRO VERIFICADO)	MÉTODOS DE ANÁLISE MODO DE TRINCA (PARÂMETRO VERIFICADO)		
Metal BASE	69%	97%	28%	178%	45%	Metal BASE
SAW	29%	56%	27%	128%	-5%	SAW
SMAW	32%	60%	29%	135%	-1%	SMAW
VALOR MÉDIO	43%	71%	28%	147%	13%	VALOR MÉDIO

6.3 Análise de Sensibilidade quanto aos Resultados Obtidos – Caso de Estudo

Para se determinar com confiança os valores dos carregamentos máximos, tradicionalmente recorre-se a fatores de segurança nos cálculos de projeto. No entanto, a aplicação de fatores numéricos nos procedimentos e métodos de análise de fratura pode ser difícil devido à interdependência inerente e continuamente variável dos parâmetros que contribuem para o comportamento à fratura de um determinado componente. De acordo com MILNE, I., et al. (1987), esta confiança pode ser alcançada em dois estágios. O estágio inicial implica em se utilizar os valores mínimos inferiores (*LOWER BOUND*) das propriedades mecânicas dos materiais analisados, conjuntamente com limites superiores para os carregamentos, dimensões de trinca e fatores de intensidade de tensões. Estes aspectos devem ser reforçados investigando-se a sensibilidade sobre os resultados obtidos. Por exemplo, deve ser avaliada a sensibilidade das margens de segurança obtidas, em relação à determinadas variações de parâmetros de entrada dos procedimentos e métodos de análise de fratura, considerando as variações conhecidas e / ou incertezas envolvidas.

Geralmente, nos casos de instalações pré-existentes utilizam-se, na aplicação dos métodos de avaliação de tubulações trincadas, as propriedades mecânicas de materiais similares obtidas em bancos de dados e não as propriedades do material do componente efetivamente instalado, devido a sua indisponibilidade. Nestes casos, deve ser considerada a utilização dos valores mais conservadores das propriedades mecânicas de interesse para os materiais similares selecionados e necessariamente devem ser realizadas análises de sensibilidade das margens de segurança resultantes da aplicação dos métodos.

As margens de segurança obtidas nos casos de instalações pré-existentes são geralmente mais conservadoras do que nos casos de instalações novas. Isto se deve ao fato de que nas novas instalações é possível a realização prévia de testes e experimentos (corpos de prova / trechos de tubulações) visando a obtenção das propriedades mecânicas, parâmetros e comportamentos dos materiais e componentes específicos a serem efetivamente utilizados nestas instalações. Os materiais a serem aplicados nas novas instalações não precisam necessariamente ter propriedades mecânicas do tipo limite inferior (mais conservadoras). Conhecendo-se as informações específicas relativas aos materiais e componentes a serem utilizados, as análises de sensibilidade que venham a ser aplicadas aos resultados obtidos para estes casos corresponderão aos desvios encontrados nos testes e experimentos realizados.

Com vistas a dar um suporte adicional à avaliação parcial da aplicação do conceito *LBB*, realizou-se nesta seção a análise de sensibilidade dos resultados obtidos para o Caso de Estudo, em função da variação das características de alguns parâmetros de entrada. Os parâmetros de interesse considerados em nossa análise preliminar foram:

- As propriedades dos materiais considerando a condição média (*BEST FIT*) e a condição limite inferior (*LOWER BOUND*); e
- A dimensão da trinca inicial.

6.3.1 Sensibilidade das Margens de Segurança ($L_{crítico}$ / $L_{vazamento}$) x Material (*BEST FIT* ou *LOWER BOUND*)

A seguir apresenta-se, para o Metal *BASE*, *SAW* e *SMAW*, a avaliação das margens de segurança obtidas considerando-se a relação $L_{crítico}$ / $L_{vazamento}$ da trinca, comparando-se materiais com curvas tensão-deformação na condição *BEST FIT* e materiais com curvas tensão-deformação na condição *LOWER BOUND*. Foi adotado o modo de falha colapso plástico, utilizando-se o método de análise carga limite.

As variações dos valores dos parâmetros das curvas tensão-deformação referentes às condições *BEST FIT* e *LOWER BOUND*, para os materiais adotados para o Caso de Estudo, podem ser constatadas graficamente observando-se a FIG. 4.3.B.

Procedendo de forma similar ao apresentado na seção 5.3, executou-se a avaliação da tubulação trincada, considerando a dimensão de trinca, com o uso do código *PICEP*, utilizando-se os parâmetros aplicáveis das curvas tensão-deformação na condição *BEST FIT*, resultando nos valores de $L_{crítico} = a_c$ e correspondentes margens de segurança, apresentadas na TAB. 6.3.

TABELA 6.3 - Margens de Segurança - Avaliação da tubulação trincada (dimensão de trinca) - Código *PICEP* – Curvas tensão-deformação na condição *BEST FIT*– Caso de Estudo

	Dimensão de Trinca Detectável (p/ 19 l/min) (5 gpm)	Margem de segurança Dimensão de trinca (a_c / LSC_1) Carregamentos Op. NORMAL+SSE		Margem de segurança Dimensão de trinca (a_c / LSC_1) Carregamentos excessivos = 1,414 x (Op. NORMAL + SSE)	
		Lcrítico a_c (mm)	Margem de segurança m1	Lcrítico a_c (mm)	Margem de segurança m2
metal BASE / Solda	LSC ₁ (mm)	Lcrítico a_c (mm)	Margem de segurança m1	Lcrítico a_c (mm)	Margem de segurança m2
metal BASE	149,9	383,5	2,56	342,9	2,29
Solda SAW	160,0	421,6	2,64	388,6	2,43
Solda SMAW	160,0	411,5	2,57	375,9	2,36

TABELA 6.4 - Variações percentuais das margens de segurança (a_c / LSC_1) – Código *PICEP* – Curvas tensão-deformação nas condições LOWER BOUND e *BEST FIT*– Caso de Estudo

Material	Variação Percentual (%) das margens de segurança (a_c / LSC_1) relativas à dimensão de trinca Curvas tensão-deformação (BEST FIT – LOWER BOUND) / LOWER BOUND	
	Carregamento: (Op. NORMAL + SSE)	Carregamento excessivo: 1,414 x (Op. NORMAL + SSE)
Metal BASE	0	-1,6
SAW	4,2	4,6
SMAW	0	0

Na TAB. 6.4 apresentam-se as variações percentuais ((*BEST FIT*–*LOWER BOUND*)/*LOWER BOUND*) das margens de segurança (a_c / LSC_1), oriundas das TAB. 5.5 e 6.3. Estas variações, considerando-se o modo de falha colapso plástico, são praticamente nulas. Portanto, pode-se inferir que, para os materiais considerados para o

Caso de Estudo, os comprimentos críticos de trinca (a_c) são praticamente independentes da variação dos valores dos parâmetros das curvas tensão-deformação nas condições *BEST FIT* e *LOWER BOUND*.

Neste trabalho, no entanto, foi mantida a coerência com as regras que recomendam a utilização dos valores limites inferiores destes parâmetros (condição *LOWER BOUND*) para a avaliação de tubulações trincadas.

Com base nos valores apresentados na curva da FIG. F.2, teremos para uma taxa de vazamento estimada da ordem de 38 litros / minuto (10 *gpm*), um valor de trinca de vazamento associada LSC_1 da ordem de 195,6 mm (7,7 polegadas). Considerando o modo de falha colapso plástico, adotando-se o valor de $L_{critico} = a_c = 403,9$ mm (TAB. 5.5) para o Caso de Estudo. Pode-se perceber que, ainda assim, existe uma margem de segurança adequada ($m_1 > 2$), em relação a dimensão da trinca, mesmo que a taxa de vazamento seja 2 vezes maior que a taxa estabelecida em nosso trabalho.

6.3.2 Sensibilidade dos Momentos Máximos x Dimensão Inicial da Trinca

A avaliação da sensibilidade dos resultados de Momentos Máximos (instabilidade), em função da variação da dimensão inicial da trinca $L_{inicial}$ foi executada apenas para a condição *LOWER BOUND* (curva tensão-deformação para o metal BASE e curvas J_R para metal BASE, *SAW* e *SMAW*). A dimensão inicial da trinca foi definida como um percentual do $L_{vazamento}$, desde o limite inferior ao limite superior, conforme recomendado pelo *EPRI*. Os cálculos adicionais, utilizando-se os métodos J-T e *DPFAD*, foram feitos de forma similar ao realizado para se encontrar os resultados apresentados na seção 5.2.

A TAB. 6.5 apresenta um resumo das variações percentuais dos Momentos Máximos calculados e apresentados no APÊNDICE D, em função das variações percentuais dos $L_{iniciais}$ para os materiais e condição descritos anteriormente, representadas graficamente por meio da FIG. 6.1.

TABELA 6.5 - Variações percentuais dos Momentos Máximos (instabilidade) em função das variações percentuais dos $L_{iniciais}$ - Condição *LOWER BOUND* - Métodos J-T e *DPFAD* - Caso de Estudo

$L_{inicial}$ $\left(\frac{\theta}{\pi}\right)$	$L_{inicial}$ (mm)	Variação Percentual (%) do $L_{inicial}$ em função do $L_{vazamento}$	Variação Percentual (%) do Momento Máximo (instabilidade) de $L_{inicial}$ em função do $L_{vazamento}$		
			Metal BASE	SAW	SMAW
0,063 (1)	49,8	-70	+43	+22	+26
0,100	79,8	-50	+30	+10	+14
0,20	160,0	$L_{vazamento}$ (LSC ₁)	-	-	-
0,302	241,0	+50	-26	-38	-35
0,402	320,8	+100	-50	-58	-56
0,500 (2)	399,0	+150	-66	-71	-70

(1) Limite inferior recomendado – Formulação do manual do *EPRI*

(2) Limite superior recomendado – Formulação do manual do *EPRI*

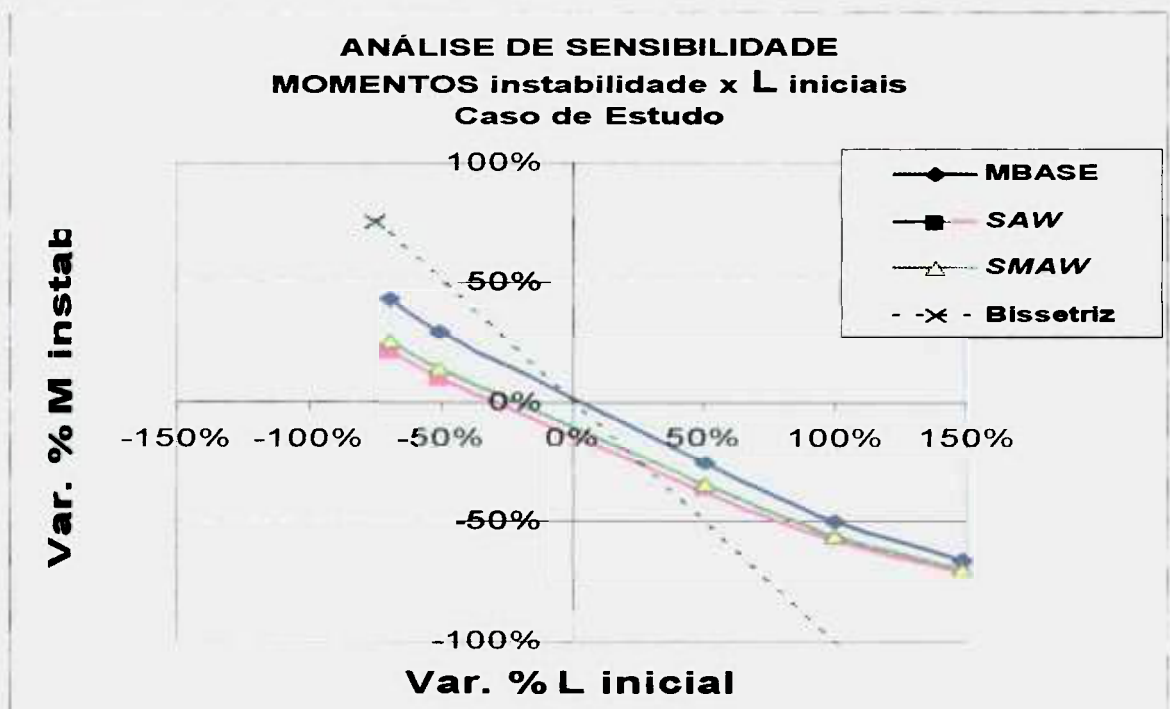


FIGURA 6.1 - Variações percentuais dos Momentos Máximos (instabilidade) em função das variações percentuais dos $L_{iniciais}$ - Condição *LOWER BOUND* - Métodos J-T e *DPFAD* - Caso de Estudo

Da análise visual da FIG. 6.1, nota-se que o comportamento das curvas representando as variações percentuais envolvendo os **Momentos Máximos** e **$L_{iniciais}$** ,

para metal BASE, SAW e SMAW, têm a mesma tendência. À medida que o valor da trinca inicial aumenta, o valor do Momento Máximo (instabilidade) associado diminui. As curvas têm inclinações bastante similares e apresentam características que as aproximam de retas. Pode-se inferir que, para a condição adotada, os módulos dos valores das variações percentuais dos **Momentos Máximos (instabilidade)** são da **ordem da metade** dos módulos dos valores das variações percentuais dos **L iniciais**.

6.3.3 Sensibilidade dos Momentos Máximos x Correção das Curvas J_R (LOWER BOUND)

Foi executada a análise de sensibilidade dos Momentos Máximos, obtidos com a aplicação dos Métodos J-T e DPFAD, considerando a aplicação da correção (ajuste) dos parâmetros das curvas J_R na condição LOWER BOUND, referentes aos corpos de prova C(T) utilizados no Caso de Estudo. Nas TAB. 4.7.A e 4.7.B, estão indicados os parâmetros de ajuste, de acordo com a técnica descrita no **Apêndice A da NUREG-1061-Vol. 3 (1984)**.

Os resultados apresentados nas tabelas e gráficos apresentados no APÊNDICE D demonstraram que não há influência significativa quanto aos resultados referentes aos valores dos Momentos Máximos indicados nas mesmas, aplicando-se ou não as correções (ajustes) nas curvas J_R dos corpos de prova. Uma explicação para isto pode ser obtida analisando-se conjuntamente o fato de que as médias das variações máximas dos valores de da de instabilidade situam-se abaixo de 10 mm (0,4 polegadas), conforme pode ser observado nas tabelas e gráficos apresentados no APÊNDICE D. Além do fato de que, com valores de da abaixo de 10 mm (0,4 polegadas), não há diferença significativa nos valores de **J**, entre as curvas COM ou SEM correção (ajuste), conforme pode ser observado no gráfico comparativo, apresentado na FIG. 4.3.A2.

Deve-se ressaltar que, em determinados pontos, os valores de da instabilidade calculados com o método J-T apresentaram variações da ordem de até 100%. Esta variação, apesar de percentualmente significativa, está relacionada a valores muito pequenos e que não influenciaram os resultados finais de momentos de instabilidade.

Portanto, a carga máxima pôde ser prevista com bom nível de precisão mesmo considerando-se diretamente os dados e parâmetros das curvas J_R obtidos nos testes feitos em corpos de prova C(T).

6.3.4 Sensibilidade dos Momentos Máximos x Material (*BEST FIT* ou *LOWER BOUND*)

Apresenta-se a seguir, a análise de sensibilidade entre Momentos Máximos calculados, aplicando-se os métodos estudados, em função da variação de parâmetros e dados das curvas tensão-deformação e curvas J_R , condições *BEST FIT* ou *LOWER BOUND*.

Os Momentos Máximos sujeitos a esta análise foram calculados utilizando-se os parâmetros e dados das curvas tensão-deformação nas condições *BEST FIT* ou *LOWER BOUND* para o metal BASE e das curvas J_R na condição *BEST FIT* para o metal BASE / SAW / SMAW. Foram adotados como valores de referência os Momentos Máximos calculados com a utilização exclusiva dos parâmetros e dados das curvas tensão-deformação e curvas J_R na condição *LOWER BOUND* recomendados por norma (sem correção).

Baseado nas informações obtidas nas TAB. 5.2 e 5.3 e considerando o descrito acima são apresentadas, nas TAB. 6.6 e 6.7, as variações percentuais dos Momentos Máximos ou respectivas margens de segurança associadas, calculadas aplicando-se os métodos estudados.

Estas variações percentuais, situam-se na faixa aproximada de -11 % a + 33% para os dois tipos de carregamentos (Operação NORMAL + SSE) e 1,414 x (Operação NORMAL + SSE).

As curvas J_R e tensão-deformação, consideradas no Caso de Estudo, estão representadas graficamente nas FIG. 4.3.A1, 4.3.A2 e 4.3.B.

Para a análise executada nesta seção considerando a disponibilidade de parâmetros específicos dos materiais considerados serão utilizadas apenas as variações percentuais obtidas com a aplicação métodos J-T e *DPFAD*.

Inicialmente analisou-se isoladamente apenas a influência das variações dos parâmetros e dados relativos às curvas tensão-deformação nas condições *BEST FIT* e *LOWER BOUND* do metal BASE, utilizando-se os parâmetros e dados das curvas J_R na condição *LOWER BOUND* referentes ao metal BASE, SAW e SMAW.

Para os dois tipos de carregamento considerados, tem-se:

a- **Metal BASE**: Observa-se respostas, em geral, esperadas e com um aumento percentual da ordem de até +33% nas margens de segurança (permitindo maior carregamento máximo

=> desfavorável à segurança) no caso de utilização dos parâmetros da curva tensão-deformação na condição *BEST FIT*;

b- *SAW*: Apresenta dois resultados atípicos pois, apesar da média dos valores de tensões da curva na condição *BEST FIT* serem maiores do que os valores da curva de referência na condição *LOWER BOUND*, as variações percentuais das margens de segurança calculadas utilizando-se o método *DPFAD* apresentam decréscimos da ordem de até -6% (exigindo um menor carregamento admissível => favorável à segurança). Por outro lado, o método J-T apresenta resultados que são os esperados; ou seja, variação positiva dos percentuais das margens de segurança; e

c- *SMAW*: Semelhantemente ao *SAW*, apresenta apenas um resultado atípico com valor não significativo.

Analisou-se em seguida a influência das variações dos parâmetros e dados das curvas J_R condições *BEST FIT* e *LOWER BOUND*, do metal *BASE*, *SAW* e *SMAW*. mantendo-se inalterados os parâmetros e dados da curva tensão-deformação na condição *LOWER BOUND* do metal *BASE*.

Para os dois tipos de carregamento considerados, tem-se:

- a) **Metal BASE**: A variação percentual das margens de segurança apresenta um decréscimo atípico; porém, tão baixo que deve ser desconsiderado;
- b) *SAW*: Pode-se observar uma variação percentual positiva normal das margens de segurança no caso de utilização da respectiva curvas J_R na condição *BEST FIT*;
- c) *SMAW*: Também observa-se uma variação percentual positiva das margens de segurança; porém, tão baixa que pode ser desconsiderada.

Por fim, a análise da influência da composição das combinações diretas dos parâmetros e dados das curvas J_R na condição *BEST FIT* do metal *BASE*, *SAW* e *SMAW*, com os parâmetros e dados das curvas tensão-deformação na condição *BEST FIT* do metal *BASE* é bastante complexa, pois envolve parâmetros que interagem continuamente entre si durante o processo de início e propagação (estável / instável) da trinca. No entanto, as variações percentuais das margens de segurança do metal *BASE*, *SAW* e *SMAW* são todas positivas, como esperado, e situadas na faixa aproximada de +8% a +33%, permitindo, portanto, maiores carregamentos máximos, ou seja, desfavoráveis à segurança.

Com base nos resultados obtidos, utilizando-se os métodos *DPFAD* e J-T, com os carregamentos (Operação *NORMAL* + *SSE*) e $1,414 \times$ (Operação *NORMAL* + *SSE*), para os aços austeníticos do metal *BASE*, *SAW* e *SMAW* considerados neste trabalho.

pode-se inferir que parâmetros e dados das Curvas J_R e curvas tensão-deformação na condição *BEST FIT* levam, via de regra, a acréscimos nos percentuais das margens de segurança (Carregamento máximo / Carregamento aplicado) sendo, portanto, menos conservadores.

TABELA 6.6 - VARIÇÕES PERCENTUAIS DAS MARGENS DE SEGURANÇA (SF) e MOMENTOS MÁXIMOS (INSTABILIDADE), DAS DIVERSAS COMBINAÇÕES DE CURVAS J_R e TENSÃO-DEFORMAÇÃO NAS CONDIÇÕES LOWER BOUND e BEST FIT, EM RELAÇÃO A VALORES DE CURVAS DE REFERÊNCIA, CONDIÇÃO LOWER BOUND.

MÉTODOS: J-T e DPFAD (EPRI) / R6 - CASO DE ESTUDO

(Carregamento a ser Aplicado \Rightarrow Operação NORMAL + SSE) \Rightarrow (MOMENTO EQUIVALENTE = 49.649 N.m)

com $L_{critico} = 2 LSC_1 = 2 \times L_{vazamento}$ (19 litros / minuto = 5 gpm)

VALORES OBTIDOS A PARTIR DOS RESULTADOS DA APLICAÇÃO DOS MÉTODOS:			CURVAS TENSÃO-DEFORMAÇÃO					
			LOWER BOUND METAL BASE			BEST FIT METAL BASE		
			DPFAD	J-T	R6	DPFAD	J-T	R6
CURVAS J_R	LOWER BOUND	SF e MOMENTO INSTABILIDADE METAL BASE	VALOR LOWER BOUND ADOTADO COMO REFERÊNCIA NORMA (1)	VALOR LOWER BOUND ADOTADO COMO REFERÊNCIA NORMA (1)	VALOR LOWER BOUND ADOTADO COMO REFERÊNCIA NORMA (1)	23,67%	27,67%	-6,81%
		SF e MOMENTO INSTABILIDADE SAW	VALOR LOWER BOUND ADOTADO COMO REFERÊNCIA NORMA (1)	VALOR LOWER BOUND ADOTADO COMO REFERÊNCIA NORMA (1)	VALOR LOWER BOUND ADOTADO COMO REFERÊNCIA NORMA (1)	-3,75%	0,54%	-10,46%
		SF e MOMENTO INSTABILIDADE SMAW	VALOR LOWER BOUND ADOTADO COMO REFERÊNCIA NORMA (1)	VALOR LOWER BOUND ADOTADO COMO REFERÊNCIA NORMA (1)	VALOR LOWER BOUND ADOTADO COMO REFERÊNCIA NORMA (1)	0,75%	4,65%	-10,76%
	BEST FIT	SF e MOMENTO INSTABILIDADE METAL BASE	-0,72%	-0,84%	-1,57%	22,98%	27,09%	-6,81%
		SF e MOMENTO INSTABILIDADE SAW	5,97%	5,94%	7,84%	18,79%	23,48%	-3,27%
		SF e MOMENTO INSTABILIDADE SMAW	0,10%	0,62%	2,53%	11,15%	15,05%	-8,86%

(1) Para a avaliação de tubulações trincadas com a aplicação dos métodos J-T e DPFAD, recomenda-se a utilização dos valores de tensão limite inferiores, ou seja, na condição LOWER BOUND referentes tanto às curvas J_R para metal BASE, SAW e SMAW quanto à curva tensão-deformação para metal BASE.

(2) As médias das variações máximas dos valores de da de instabilidade situam-se abaixo de 10 mm (0.4 polegadas), conforme pode ser observado nas tabelas e gráficos apresentados no APÊNDICE D; com valores de da abaixo de 10 mm não há diferença significativa nos valores de J , entre as curvas COM ou SEM correção (ajuste), conforme pode ser observado no gráfico comparativo, apresentado na FIG. 4.3.A2.

TABELA 6.7 - VARIAÇÕES PERCENTUAIS DAS MARGENS DE SEGURANÇA (SF) e MOMENTOS MÁXIMOS (INSTABILIDADE), DAS DIVERSAS COMBINAÇÕES DE CURVAS J_R e TENSÃO-DEFORMAÇÃO NAS CONDIÇÕES *LOWER BOUND* e *BEST FIT*, EM RELAÇÃO A VALORES DE CURVAS DE REFERÊNCIA, CONDIÇÃO *LOWER BOUND*.

MÉTODOS: J-T e DPFAD (EPRI) / R6 - CASO DE ESTUDO

(Carregamento a ser Aplicado $\Rightarrow 1,414 \times$ Operação NORMAL + SSE) \Rightarrow (MOMENTO EQUIVALENTE = 70.204 N.m)

com $L_{critico} = LSC_1 = L_{vazamento}$ (19 litros / minuto = 5 gpm)

VALORES OBTIDOS A PARTIR DOS RESULTADOS DA APLICAÇÃO DOS MÉTODOS:			CURVAS TENSÃO-DEFORMAÇÃO						
			LOWER BOUND METAL BASE			BEST FIT METAL BASE			
			DPFAD	J-T	R6	DPFAD	J-T	R6	
CURVAS J_R	LOWER BOUND	SF e MOMENTO INSTABILIDADE METAL BASE	VALOR LOWER BOUND ADOTADO COMO REFERÊNCIA NORMA (1)	VALOR LOWER BOUND ADOTADO COMO REFERÊNCIA NORMA (1)	VALOR LOWER BOUND ADOTADO COMO REFERÊNCIA NORMA (1)	20,77%	33,10%	-5,84%	
		SF e MOMENTO INSTABILIDADE SAW	VALOR LOWER BOUND ADOTADO COMO REFERÊNCIA NORMA (1)	VALOR LOWER BOUND ADOTADO COMO REFERÊNCIA NORMA (1)	VALOR LOWER BOUND ADOTADO COMO REFERÊNCIA NORMA (1)	-6,00%	4,82%	-9,53%	
		SF e MOMENTO INSTABILIDADE SMAW	VALOR LOWER BOUND ADOTADO COMO REFERÊNCIA NORMA (1)	VALOR LOWER BOUND ADOTADO COMO REFERÊNCIA NORMA (1)	VALOR LOWER BOUND ADOTADO COMO REFERÊNCIA NORMA (1)	-1,61%	9,10%	-9,84%	
	BEST FIT	SEM CORREÇÃO (2)	SF e MOMENTO INSTABILIDADE METAL BASE	-0,72%	-0,84%	-1,57%	20,10%	32,50%	-5,84%
			SF e MOMENTO INSTABILIDADE SAW	5,97%	5,94%	7,84%	16,01%	28,73%	-2,27%
		CORREÇÃO (2)	SF e MOMENTO INSTABILIDADE METAL BASE	0,10%	0,62%	2,53%	8,55%	19,95%	-7,92%
			SF e MOMENTO INSTABILIDADE SMAW						

(1) Para a avaliação de tubulações trincadas com a aplicação dos métodos J-T e DPFAD, recomenda-se a utilização dos valores de tensão limite inferiores, ou seja, na condição *LOWER BOUND* referentes tanto as curvas J_R para metal BASE, SAW e SMAW quanto à curva tensão-deformação para metal BASE.

(2) As médias das variações máximas dos valores de *da* de instabilidade situam-se abaixo de 10 mm (0.4 polegadas), conforme pode ser observado nas tabelas e gráficos apresentados no APÊNDICE D; com valores de *da* abaixo de 10 mm não há diferença significativa nos valores de *J*, entre as curvas COM ou SEM correção (ajuste), conforme pode ser observado no gráfico comparativo, apresentado na FIG. 4.3.A2.

7 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

A partir do levantamento bibliográfico e estudo do conceito de *LBB* foi possível:

- (a) mostrar a evolução da metodologia de aplicação do critério de *LBB* ao projeto de tubulações do sistema primário de reatores *PWR*;
- (b) identificar as várias etapas da metodologia; e
- (c) apontar os procedimentos, normas e regulamentos que formalizam sua aplicação.

Conforme dito no Capítulo 1, o foco do presente trabalho foi dirigido para a última etapa da metodologia de *LBB*, ou seja, o estudo e a utilização de métodos simplificados para avaliação de tubulações trincadas.

O valor médio dos desvios dos resultados obtidos com a aplicação dos três métodos aqui estudados (*DPFAD*, J-T e R6) em relação aos valores obtidos nos experimentos (Casos da Literatura) foi baixo. Demonstrou-se, portanto, que estes métodos poderiam ser utilizados em previsões do colapso de tubos semelhantes (materiais, geometrias e tipos de carregamento). Esses métodos foram, então, aplicados ao Caso de Estudo.

Foi demonstrada, de forma preliminar, a viabilidade da aplicação do conceito *LBB* para as tubulações principais do Sistema de Resfriamento do Reator (SRR) do Caso de Estudo (INAP), apoiada nos resultados decorrentes da aplicação dos métodos de avaliação estudados. A aprovação final do uso deste conceito a estas linhas está, no entanto, condicionada à capacidade do sistema de detecção de vazamentos da instalação e a confirmação dos materiais e dos carregamentos definitivos que poderão vir a atuar sobre as mesmas durante a vida útil da instalação.

A elaboração de roteiros de aplicação e implementação de rotinas detalhadas de cálculos específicos, utilizando-se planilhas eletrônicas como ferramenta de cálculo, para cada um dos métodos considerados e os resultados satisfatórios obtidos com a aplicação destes métodos, trazem um benefício imediato, pois habilitam-nos a utilizá-los em trabalhos similares.

Com base nos resultados obtidos e nas análises de sensibilidade executadas, utilizando-se os métodos *DPFAD* e J-T, com os carregamentos (Operação NORMAL + SSE) e 1.414 x (Operação NORMAL + SSE), para os aços austeníticos considerados neste

trabalho, pode-se inferir que parâmetros e dados das Curvas J_R e curvas tensão-deformação na condição *BEST FIT* levam, via de regra, a acréscimos nas relações (Carregamento máximo / Carregamento aplicado), sendo, portanto, menos conservadores. Sugere-se aplicar margens de segurança adequadas, visando reduzir os carregamentos máximos nestes casos.

Os fatores afetos aos parâmetros e dados dos materiais considerados em nosso trabalho e que influenciam a avaliação de tubulações trincadas são de difícil avaliação direta, face ao comportamento destes materiais devido à interação entre as características das curvas J_R e das curvas tensão-deformação, específicas dos mesmos.

O parâmetro que tem influência relativamente significativa e que pode ser diretamente associado a segurança quanto à avaliação de tubulações trincadas, com base nas estimativas de taxas de vazamentos e nas análises de sensibilidade descritas anteriormente, relaciona-se ao comprimento inicial da trinca. Como exemplo deste fato, tome-se por base o valor inicial da trinca de vazamento, $LCS_1 = 160,0$ mm (6,3"). Pode-se observar que a taxa de aumento dos vazamentos através da trinca é muito mais sensível à variação do comprimento inicial do que à diminuição dos valores dos momentos máximos admissíveis (instabilidade). Com base nas estimativas executadas anteriormente, toma-se como exemplo desta influência, um aumento da ordem de 25% no valor de LSC_1 em nosso Caso de Estudo. Isto resultaria em um aumento na vazão detectável através da trinca, da ordem de 100%; ao mesmo tempo, porém, este mesmo aumento do valor de LSC_1 implicaria em um decréscimo da ordem de, no máximo 15%, no valor do momento máximo admissível (instabilidade).

No desenvolvimento deste trabalho foi possível identificar a importância da caracterização dos materiais; da qualidade e precisa definição dos parâmetros e características geométricas das trincas e dos componentes; das propriedades mecânicas dos materiais obtidas experimentalmente por meio da realização de ensaios e testes específicos e atendimento aos limites de extrapolação e aplicabilidade das variáveis de entrada visando a adequada utilização dos métodos simplificados de avaliação de tubulações trincadas e, conseqüentemente, do conceito *LBB*. Considerando a dificuldade em se obter, de forma precisa, as informações necessárias a partir de bancos de dados de materiais similares existentes internacionalmente, é recomendado que, sempre que possível, se utilizem as informações obtidas a partir dos materiais dos respectivos componentes, seguindo as recomendações das normas e procedimentos descritos neste trabalho.

O manual do *EPRI* (ZAHOOR, A., 1989) tem se mostrado uma ferramenta valiosa para engenheiros que trabalham com problemas de fratura dúctil. No entanto, existem dificuldades inerentes na aplicação de seu conteúdo; um exemplo crítico é a questão da extrapolação de parâmetros de entrada dos problemas que se apresentam.

As recomendações referentes às propriedades dos materiais, parâmetros requeridos e geometrias para a execução das análises podem ser sumarizadas como descrito a seguir:

- As curvas J_R devem ser do tipo limite inferior (*LOWER BOUND*);
- A estimativa da máxima carga admissível em tubulações contendo solda, de forma conservadora, deve ser feita pela utilização das curvas tensão-deformação do metal BASE e das curvas J_R do metal da solda;
- A faixa de aplicabilidade das curvas tensão-deformação deve ser ajustada para garantir resultados adequados. No caso de tubulações em aço austenítico, a faixa de valores de deformação mais apropriada fica limitada ao valor máximo de 8 %;
- Sob condições de baixo escoamento, o parâmetro J pode ser considerado independente da geometria para fins de análises de fratura;
- Corpos de prova com espessuras da mesma ordem de grandeza da tubulação e sem entalhes laterais tendem a modelar de modo mais preciso o comportamento das respectivas tubulações;
- Os limites dimensionais sugeridos pelo *EPRI*, aplicáveis aos casos de trincas circunferenciais passantes, submetidas à cargas puramente do tipo Axial ou Momento Fletor, são os seguintes:

$$0,0625 \leq \theta/\pi \leq 0,5 \text{ (trinca)}$$

$$5 \leq R/t \leq 20 \text{ (tubulação)}$$

(é possível a realização de extrapolações além destes limites, a serem analisadas caso a caso)

Quando da aplicação dos métodos de avaliação estudados, antes de se utilizar informações referentes à extrapolação (correção) de curvas J_R obtidas a partir de corpos de prova, deve ser realizada uma análise de sensibilidade. Em alguns casos, em função do valor de da, a carga máxima pode ser prevista com bom nível de precisão, mesmo

considerando-se a curva J_R obtida diretamente de ensaios com corpo de prova C(T), sem nenhuma correção.

Para análise dos resultados da aplicação dos métodos de avaliação de tubulações trincadas, devem ser executadas análises de sensibilidade de forma a verificar a confiança nas margens de segurança encontradas (comprimento de trinca crítica / carregamentos máximos (admissíveis)).

No intuito de complementar as abordagens utilizadas neste trabalho e visando uma aplicação direta ao caso da INAP sugere-se, como trabalhos futuros de pesquisa:

A- Desenvolver programa de computador baseado nas roteiros, fórmulas expostas nos APÊNDICES A, B e C. Objetiva-se com isto a obtenção de maior agilidade na aplicação destes métodos e, conseqüentemente, maior rapidez na obtenção e análise dos resultados.

B- Para os tipos de aço inoxidável austenítico de interesse:

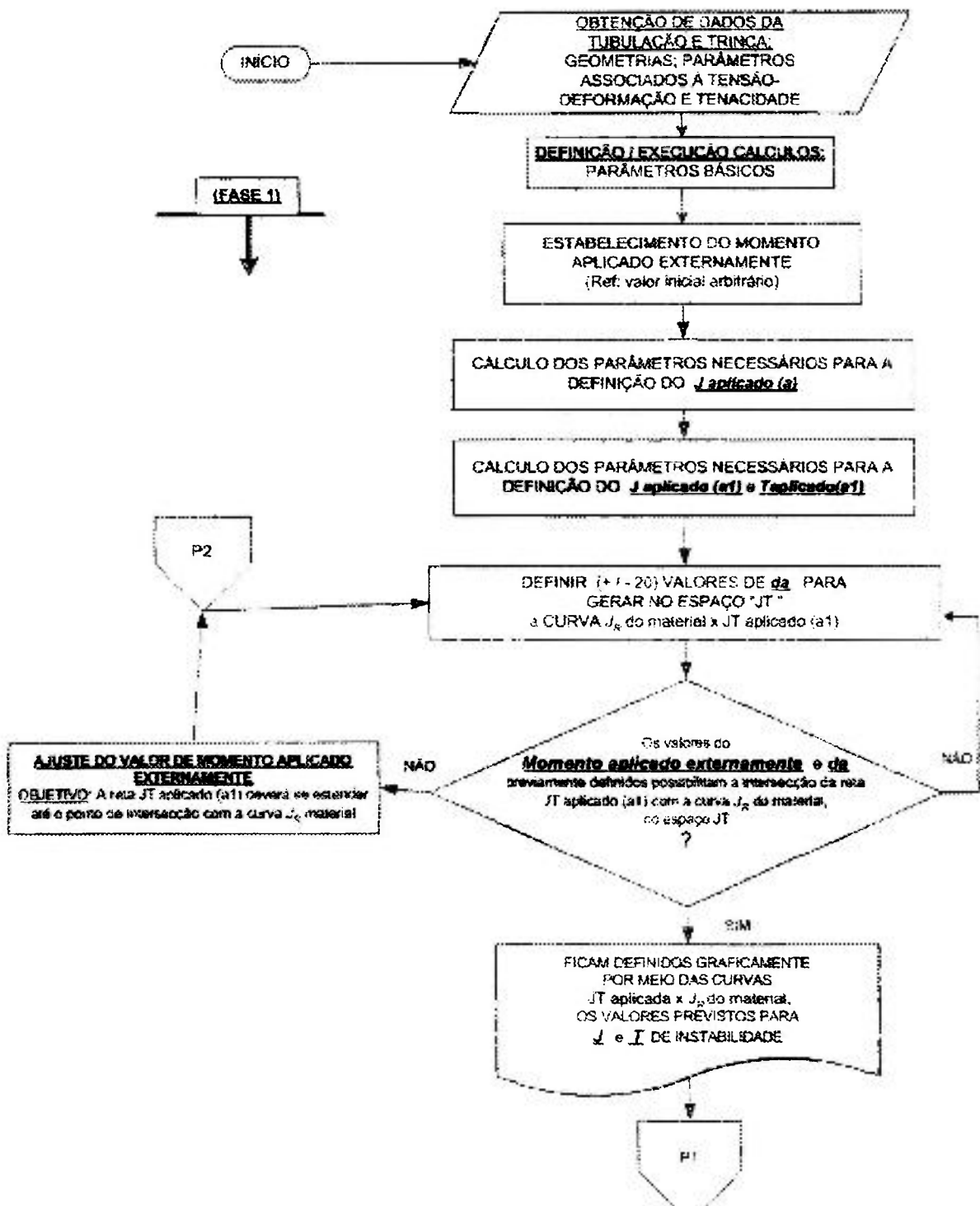
- (1) Reproduzir a obtenção de alguns dos valores do parâmetro **H1** existentes no manual do *EPR* e definir critérios para aceitar extrapolações das curvas (por ex: variações de R/t maiores do que $\pm 20\%$) para obtenção do parâmetro **H1** em casos específicos;
- (2) Estudar os efeitos do tamanho de corpos de prova e de trinca, nas características de tenacidade para componentes estruturais específicos; e
- (3) Estudar a aplicabilidade e adequabilidade dos métodos estudados para diferentes tipos ou combinações de carregamentos, comparados a métodos existentes desenvolvidos com uso de cálculos numéricos e / ou a outros métodos simplificados tais como *LBB.NRC*, *LBB.ENG2* e *LBB.ENG3*.

APÊNDICES

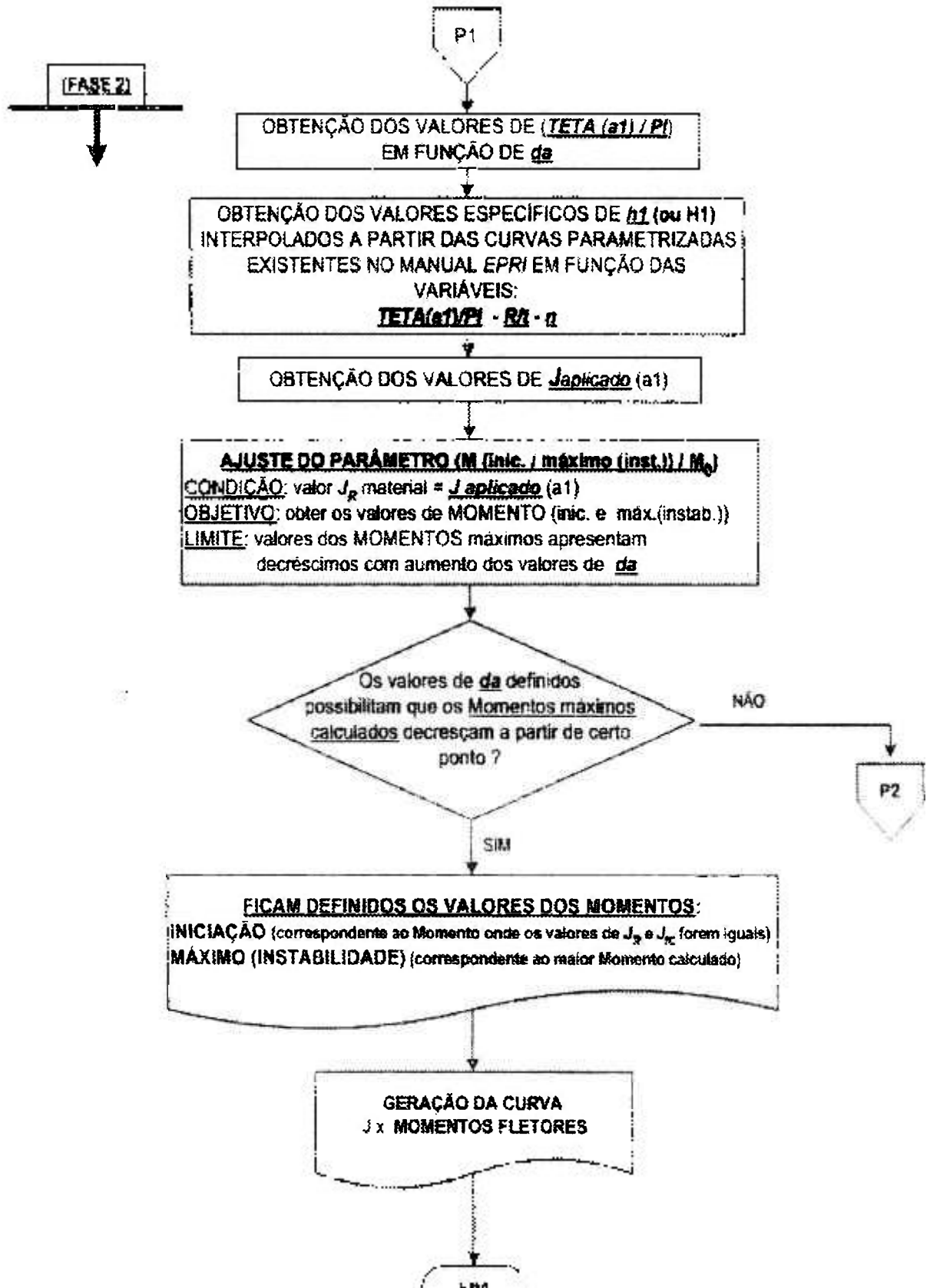
APÊNDICE A - MÉTODO J-T :

- ROTEIRO DE APLICAÇÃO;
- DADOS, PARÂMETROS, FÓRMULAS;
- CÁLCULOS E RESULTADOS CASO H - M.BASE.

MÉTODO J-T - MOMENTO FLETOR (EXCEL)



MÉTODO J-T - MOMENTO FLETOR (EXCEL)



MÉTODO J-T - MOMENTO FLETOR	
Bibliografia	DADOS DA TUBULAÇÃO / TRINCA Diâmetro externo: Espessura (t); $\theta (rad) / \pi$ $\sigma_0; \sigma_{UTS}; \sigma_{FS}; E; \alpha; n; \epsilon_0$ $J_{IC}; C; m.$
Ref: 1 e 2	PARÂMETROS BÁSICOS $R_{médio}; R/t; Beta; A$
FASE 1	DEFINIÇÃO GRÁFICA DOS RESULTADOS (CURVAS J_R e JT)
Ref: 1 e 2	<p style="text-align: center;">PARÂMETROS NECESSÁRIOS PARA DEFINIÇÃO</p> <p style="text-align: center;"><u>J aplicado (a)</u></p> <p style="text-align: center;">M = Momento constante aplicado externamente, maior que o $M_{instabilidade}$ do experimento. O valor a ser adotado é aquele onde fica definido o ponto de intersecção da curva J_R do material com a reta $J_{aplic.}$</p> $J_{apl.}(a) = J_{el.}(aef.M) + J_{pl.}(a.M.n)$ $J_{el.}(aef.M) = f_b \times \left(\frac{M^2}{R_m^3 t^2 E} \right)$ $f_b = \frac{\theta(aef.)}{\pi} \left\{ 1 + A \left[4,5967 \left(\frac{\theta(aef.)}{\pi} \right)^{1,5} + 2,6422 \left(\frac{\theta(aef.)}{\pi} \right)^{4,24} \right] \right\}^2$ $\theta(aef.) = \theta(a) \left\{ 1 + \frac{\left(\frac{\sigma_0^2}{E} \right) \left(\frac{M}{R_m} \right) \left(\frac{\sigma_0}{E} \right)^2}{1 + \left(\frac{M}{M_0} \right)^2} \right\}$ $f_b = \left\{ 1 + A \left[4,5967 \left(\frac{\theta(a)}{\pi} \right)^{1,5} + 2,6422 \left(\frac{\theta(a)}{\pi} \right)^{4,24} \right] \right\}^2$ $\sigma_b = \frac{M}{R_m^3 t}$ $M_0(a) = 4\sigma_0 R_m^2 t \left(\cos \frac{\theta(a)}{2} - 0,5 \text{sen} \theta(a) \right)$ $J_{pl.}(a.M.n) = \alpha \sigma_0 \epsilon_0 \pi R_m \left(1 - \frac{\theta(a)}{\pi} \right)^2 h_l \left(\frac{M}{M_0} \right)^{n+1}$ <p>O parâmetro " θ " é uma função de da: portanto, de a1 = a+da</p>

Ref: 1 e 2	<p align="center">PARÂMETROS NECESSÁRIOS PARA DEFINIÇÃO <u>J aplicado (a1)</u> e <u>T aplicado (a1)</u></p>
	<p>M = Momento constante aplicado externamente, maior do que o $M_{instabilidade}$ experimental ou calculado. O valor deste Momento fica estabelecido quando ocorre a definição, no espaço JT, do ponto de intersecção da curva J_R do material com a reta $JT_{aplic}(a1)$ que tem como origem as coordenadas (0;0) do gráfico JT.</p>
	$da = 0,005 \cdot (R_m \theta(a))$ $a1 = a + da$
	<p>Para cálculo dos parâmetros de <u>J aplicado (a1)</u>, substituir a variável <u>a</u> pela variável <u>a1</u>, nas formulações referenciadas para o cálculo de <u>J aplicado (a)</u>.</p> $(dJ/dA) = (J_{aplic}(a) - J_{aplic}(a1)) / da$ $T_{aplicado}(a1) = \frac{\left(\frac{dJ}{da}\right) \cdot E}{(\sigma_{FS})^2}$
Ref: 2	<p align="center">CURVA J_R do material</p> $J_{R_{mat.}} = C \cdot (da)^m$
FASE 2	<p align="center"><u>VERIFICAÇÃO NUMÉRICA DOS RESULTADOS</u></p>
Ref: 1 e 2	<p align="center">PARÂMETROS NECESSÁRIOS PARA DEFINIÇÃO <u>J aplicado (a1)</u></p> <p>M = Momentos variáveis com <u>a1</u>, arbitrariamente aplicados visando-se obter o Momento de Iniciação e o Momento máximo aplicável (instabilidade).</p> <p>Para cálculo dos parâmetros de <u>J aplicado (a1)</u>, substituir a variável <u>a</u> pela variável <u>a1</u>, nas formulações referenciadas para o cálculo de <u>J aplicado (a)</u>.</p>
<p align="center">Referências</p>	
<p>1- ZAHOOR, A. - Ductile Fracture Handbook Vol.1, Report EPRI NP-6301-D, 1989</p>	
<p>2- ROBERT CLOUD & ASSOCIATES, INC. - ETCNSP LBB COURSE USP, July 1992</p>	

MÉTODO J-T - Caso H - M.BASE - SA-358 tipo 316
MOMENTO FLETOR

DADOS / CÁLCULOS - PARÂMETROS

CÁLCULO J aplicado (a)
VOL. 1 SECÃO 2.2 (BENDING MOMENT)
MANUAL EPRI - DUCTILE FRACTURE HANDBOOK - NP-6301-D

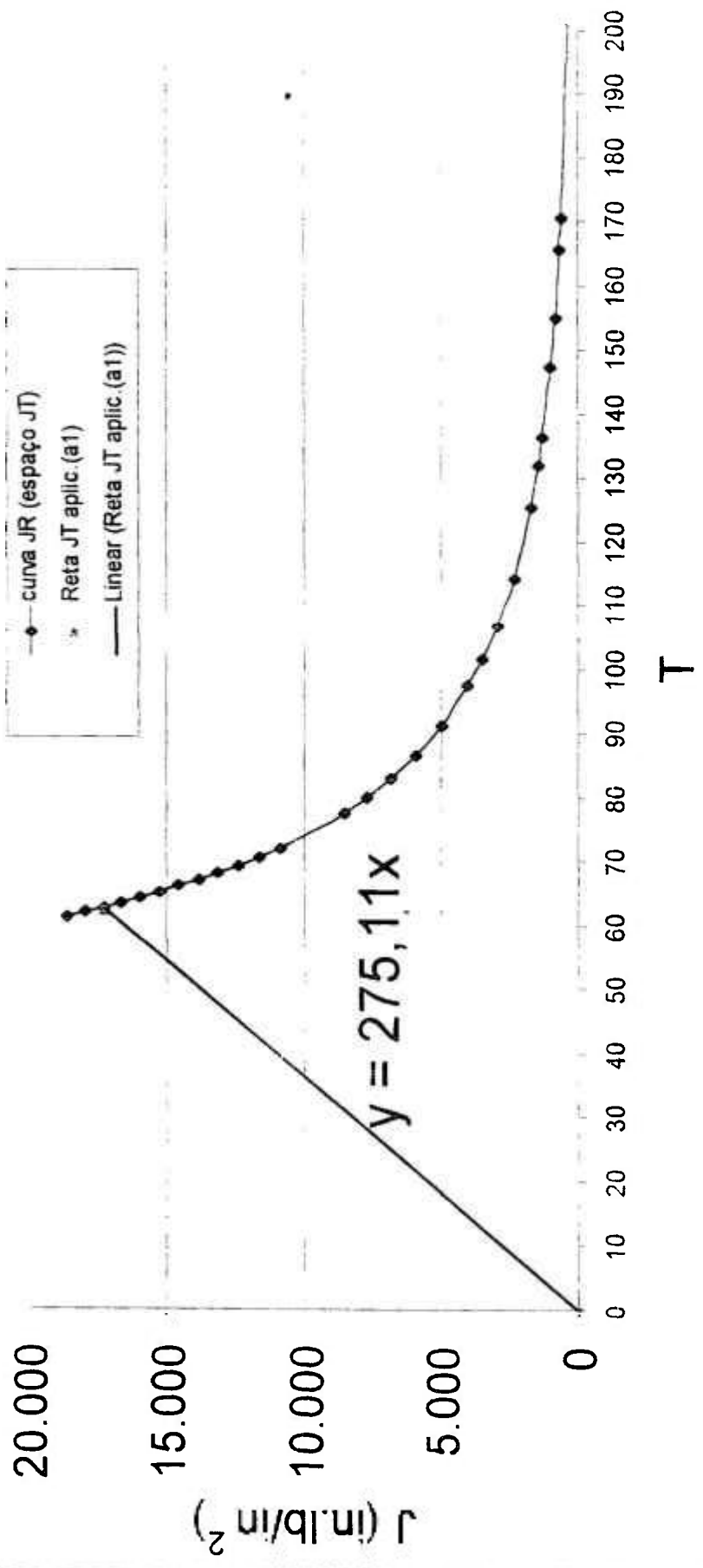
	UNIDADES SISTEMA INGLÊS (UTILIZADAS NA APLICAÇÃO DO MÉTODO)		UNIDADES SISTEMA INTERNACIONAL		OBSERVAÇÃO
PI	3,14159		3,14159		
ALFA	4,42		4,42		Característico do material do tubo
n	4,960		4,960		Característico do material do tubo
SIGMA zero (adotado = SIGMA YS (yield stress))	33.214	(lb/in ²)	229	(MPa)	Característico do material do tubo
E	26.500.000	(lb/in ²)	182.700	(MPa)	Módulo de elasticidade (YOUNG) característico do material do tubo - a temp. teste
TETA(a)/PI	0,3700		0,3700		Característico da trinca do tubo considerado
t	1,19	(in)	30,2	(mm)	Espessura da parede do tubo
DIÂMETRO EXTERNO	28,32	(in)	719,33	(mm)	Diâmetro externo do tubo
R _m	13,565	(in)	344,5	(mm)	Raio médio do tubo
BETA	2		2		valor adotado para o caso de tubulações (casca fina), pois considera-se a existência de TENSÃO PLANA na ponta da trinca
M	12.770.000	(in.lb)	1.442.816	(N.m)	MOMENTO APLICADO EXTERNAMENTE Adotado valor maior que M ₀ (de g e a), e/ou maior que o Máximo (instabilidade) obtido no experimento. O valor ideal é aquele no qual fica definido o ponto de intersecção da curva JT material com a reta Japlic. A inclinação da curva JT aplicada depende deste valor . Este valor também influencia o fato das curvas J _R do material e JT aplicado se interceptarem ou não
A	1,1175263		1,1175263		Fórmula específica adotada para definição deste parâmetro quando o valor de R/t situar-se entre 10 e 20 => A = (0,4*(R/t)-3,0)^0.25
R/t	11,40		11,40		
EPSONzero	0,001253358		0,001253358		Definido por SIGMAzero/E característico do material do tubo
TETA(a)	1,1623883	(radianos)	1,1623883	(radianos)	MEIO ÂNGULO DE TRINCA para trinca inicial de comprimento = a
SIGMA _b	18,563	(lb/in ²)	128	(MPa)	
M ₀ (a)	10.965.515	(in.lb)	1.238.937	(N.m)	
F _b (a)	2.199720737		2,199720737		
TETA(aef.)	1,410107923	(radianos)	1,410107923	(radianos)	
f ₀ (a)	3,136942004		3,136942004		
H1(a)	1,4563		1,4563		VARIÁVEL QUE PODE SER MUITO SENSÍVEL OBTIDA a partir das tabelas / gráficos do manual do EPRI, fazendo interpolação linear dos dados Para este caso: TETA(a)/PI = 0,37 e R/t=11,4 e n=4,96
J _{aplic} (a)= J _{el} (aef.M) + J _{pl} (a.M.n)	7,475	(in.lb/in ²)	7,475	(kJ/m ²)	Calculado para trinca inicial de comprimento = a

MÉTODO J-T - Caso H - M.BASE - SA-358 tipo 316					
MOMENTO FLETOR					
DADOS / CÁLCULOS - PARÂMETROS					
CÁLCULO de J e T aplicado (a1)					
VOL. 1 SEÇÃO 5.9 (BENDING MOMENT)					
MANUAL EPRI - DUCTILE FRACTURE HANDBOOK - NP-6301-D					
	UNIDADES SISTEMA INGLÊS (UTILIZADAS NA APLICAÇÃO DO MÉTODO)		UNIDADES SISTEMA INTERNACIONAL		OBSERVAÇÃO
SIGMA UTS (<i>ultimate stress</i>)	72.664	(lb/in ²)	501	(MPa)	
$a = R_m \times TETA(a)$	15,7678	(in)	400,4440	(mm)	Melo comprimento da trinca inicial a
da	0,078838988	(in)	2,002510256	(mm)	Valor recomendado pelo EPRI = 0,005 a
SIGMA FS (<i>flow stress</i>)	52.939	(lb/in ²)	365	(MPa)	Quando não disponível adotar = (SIGMAzero+SIGMAultimate stress)/2
$a1 = a + da$	15,84663628	(in)	402,5045614	(mm)	Melo Comprimento de trinca $a1$
TETA (a1)	1,168200242	(radianos)	1,168200242	(radianos)	MEO ANGLULO DE TRINCA para trinca inicial de Comprimento = $a1$
TETA(a1)/PI	0,3719		0,3719		
Fb(a1)	2,209334185		2,209334185		
$M_{\theta}(a1)$	10,895,649	(in.lb)	1,229,914	(N.m)	
TETA(a1ef.)	1,417228275	(radianos)	1,417228275	(radianos)	
$f_{\theta}(a1)$	3,18590253		3,18590253		
Jelást.(a1ef.)	5,546	(in lb/in ²)	972	(kJ/m ²)	
H1(a1)	1,4569		1,4569		$f(a1)$ DEVENDO SER MAIOR QUE $f(a)$, É UMA VARIÁVEL QUE PODE SER MUITO SENSÍVEL OBTIDA a partir das tabelas / gráficos do manual do EPRI fazendo <u>interpolação linear</u> dos dados. Para este caso: <u>TETA(a1)/PI = 0,3719 e R/f=11,4 e n= 4,98</u>
Jplást.(a1)	11,673	(in lb/in ²)	2,045	(kJ/m ²)	
$J_{aplic}(a1) =$ $J_{el}(a1ef., M) + J_{pl}(a1, M, n)$	17,220	(in lb/in ²)	3,017	(kJ/m ²)	Para trinca de comprimento = $a1 = (a+da)$
$(dJ/da) =$ $(J_{aplic}(a) - J_{aplic}(a1)) / da$	6,620	(lb/in ²)	46	(MPa)	
Taplic.(a1)	63		63		Para trinca de comprimento = $a1 = (a+da)$

INTERPOLAÇÕES P/ ESTIMATIVA DE H ₁ para J APLICADO(a)				
R/t=	10	TAB. EPRI	n CASO	TAB EPRI
		3	4,960	5
TETA/PI TAB. EPRI	0.3500	1.9700	1.3761	1.3640
TETA/PI (a) CASO	0.3700		1.3828	
TETA/PI TAB. EPRI	0.4000	1.8800	1.3929	1.3830
R/t=	20	TAB. EPRI	n CASO	TAB EPRI
		3	4,960	5
TETA/PI TAB. EPRI	0.3500	2.5750	1.8998	1.8860
TETA/PI (a) CASO	0.3700		1.9076	
TETA/PI TAB. EPRI	0.4000	2.6700	1.9193	1.9040
R/t=	11,40	TAB. EPRI	R/t caso	TAB EPRI
		10,0	11,40	20,0
TETA/PI (a) CASO	0.3700	1.3828	1,4563	1.9076
INTERPOLAÇÕES P/ ESTIMATIVA DE H ₁ para J APLICADO(a1)				
R/t=	10	TAB. EPRI	n CASO	TAB EPRI
		3	4,96	5
TETA/PI TAB. EPRI	0.3500	1.9700	1.3781	1.3640
TETA/PI (a1) CASO	0.3719		1.3835	
TETA/PI TAB. EPRI	0.4000	1.8800	1.3929	1.3830
R/t=	20	TAB. EPRI	n CASO	TAB EPRI
		3	4,96	5
TETA/PI TAB. EPRI	0.3500	2.5750	1.8998	1.8860
TETA/PI (a1) CASO	0.3719		1.9083	
TETA/PI TAB. EPRI	0.4000	2.6700	1.9193	1.9040
R/t=	11,40	TAB. EPRI	R/t caso	TAB EPRI
		10,00	11,40	20,00
TETA/PI (a1) CASO	0.3719	1.3835	1,4569	1.9083
PONTOS QUE DEFINEM A RETA JT aplicado				
	Japlic.(a1) =	Taplic.(a1)=		
PONTO origem	0	0		
PONTO JT aplicado CALCULADO (a1)	17.220	63		

MÉTODO J-T - Caso H - M.BASE - SA-358 tipo 316				
MOMENTO FLETOR				
CURVA J_R MATERIAL E CURVA JT APLICADA				
UNIDADES SISTEMA INGLÊS (UTILIZADAS NA APLICAÇÃO DO MÉTODO)		UNIDADES SISTEMA INTERNACIONAL		
C= 10.143 in.lb/in ²		C= 148 kJ/m ²		
m= 0,769		m= 0,769		
Sigma FS = 52.939 psi		Sigma FS = 365,0 MPa		
J_{IC} = 622 in.lb/in ²		J_{IC} = 109 kJ/m ²		
$J_R=10143*da^{0,769}$ in.lb/in ² (da em in)		$J_R=148*da^{0,769}$ kJ/m ² (da em mm)		
T = 2,65*10 ⁷ *10143 * 0,769*(da ^(0,769-1)) /((52939) ²) (em unidades sistema inglês)				
onde: T = E*C*m*(da ^(m-1)) /((Sigma FS) ²)				
delta a (da) (in)	Curva J_R do material in.lb/in ²	T	JT aplicado equação da Reta $J=275,11 T$ Mext=12.770.000 in.lb	
	J_{IC} = 622 in.lb/in ²			
0,01	294	214	58.789	
0,0265	622	171	46.938	INICIAÇÃO J_{IC}
0,03	684	166	45.612	
0,04	853	155	42.679	
0,05	1.013	147	40.535	
0,07	1.312	136	37.504	
0,08	1.454	132	36.365	
0,1	1.726	126	34.538	
0,15	2.358	114	31.450	
0,2	2.942	107	29.428	
0,25	3.493	102	27.949	
0,3	4.019	97	26.797	
0,4	5.014	91	25.074	
0,5	5.952	87	23.814	
0,6	6.848	83	22.832	
0,7	7.710	80	22.033	
0,8	8.544	78	21.364	
1,1	10.914	72	19.849	
1,2	11.670	71	19.454	
1,3	12.410	69	19.097	
1,4	13.138	68	18.773	
1,5	13.854	67	18.476	
1,6	14.559	66	18.203	
1,7	15.254	65	17.950	
1,8	15.939	64	17.714	
1,9	16.616	64	17.494	faixa de instabilidade J_R material = JT aplicado intersecção curva e reta
2	17.285	63	17.288	
2,1	17.945	62	17.095	
2,2	18.599	61	16.912	

Curva J_R do material (no espaço JT) x reta JT aplic (a1)
MÉTODO J-T CASO H-M.BASE - Tubo Austenítico SA-358 tipo 316
MOMENTO FLETOR



MÉTODO J-T
Caso H - M BASE - Tubo Austenítico SA-358 tipo J16 - MOMENTO FLETOR
Considerar M₀ NÃO CONSTANTE e H1 VARIÁVEL com TETA/PI (interpolado linearmente a partir das tabelas do Manual do EPRI)

P1		P2		P3		P4		P5		P6		P7		P8		P9		TETA(alfa) =		SIGMAB =	
M ₀ (máx/mín) (in lb)	a = TETA(alfa) (in)	l ²	Deve-se alterar o parâmetro M ₀ (máx/mín) procurando-se minimizar ao máximo a diferença d entre as colunas JR (material) e Japlic (a1)	INFERENCIA % JR mat. - Japlic	M ₀ (máx/mín) EPRI	Parâmetro de ajuste para encontrar de forma iterativa o RESULTADO FINAL	Parâmetro de cálculo de BI	M ₀ NÃO CONSTANTE (in lb)	Bi	M ₀ NÃO CONSTANTE (in lb)	Bi	M ₀ NÃO CONSTANTE (in lb)	Bi	M ₀ NÃO CONSTANTE (in lb)	Bi	M ₀ NÃO CONSTANTE (in lb)	Bi	Depende de SIGMAB e M ₀ (máx/mín)	Depende de SIGMAB e M ₀ (máx/mín)	Depende de TETA(alfa)	Depende de M ₀ (máx/mín)
RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL	RESULTADO FINAL
1.600.817	15,7679729	0,00	50	-0,124%	0,146	15,7679729	0,3700235	10.364.500	0,3700235	10.364.500	0,3700235	10.364.500	0,3700235	10.364.500	0,3700235	10.364.500	0,3700235	1,4563	1,171444362	1,828977371	2,327
3.661.005	294	0,01	294	-0,098%	0,336	15,7779729	0,3702347	10.955.371	0,3702347	10.955.371	0,3702347	10.955.371	0,3702347	10.955.371	0,3702347	10.955.371	0,3702347	1,4563	1,206779589	1,906515294	5,351
5.031.775	622	0,03	622	-0,244%	0,480	16,794287	0,3706722	10.930.916	0,3706722	10.930.916	0,3706722	10.930.916	0,3706722	10.930.916	0,3706722	10.930.916	0,3706722	1,4596	1,239482806	2,142411826	7,315
8.978.189	4.015	0,30	4.015	-0,130%	0,842	16,0679729	0,370397	10.682.932	0,370397	10.682.932	0,370397	10.682.932	0,370397	10.682.932	0,370397	10.682.932	0,370397	1,4587	1,362341316	2,825036708	13,051
9.416.803	5.014	0,40	5.014	0,029%	0,892	16,1679729	0,3793862	10.582.875	0,3793862	10.582.875	0,3793862	10.582.875	0,3793862	10.582.875	0,3793862	10.582.875	0,3793862	1,4585	1,381400102	2,946104365	13,689
9.741.264	5.952	0,50	5.952	0,021%	0,931	16,2679729	0,3817328	10.463.228	0,3817328	10.463.228	0,3817328	10.463.228	0,3817328	10.463.228	0,3817328	10.463.228	0,3817328	1,4603	1,397618547	3,052640221	14,161
9.999.884	6.848	0,60	6.848	-0,028%	0,964	16,3679729	0,3840783	10.363.987	0,3840783	10.363.987	0,3840783	10.363.987	0,3840783	10.363.987	0,3840783	10.363.987	0,3840783	1,4611	1,412016531	3,150001281	14,523
10.186.120	7.710	0,70	7.710	-0,018%	0,992	16,4679729	0,3864258	10.265.162	0,3864258	10.265.162	0,3864258	10.265.162	0,3864258	10.265.162	0,3864258	10.265.162	0,3864258	1,4619	1,425119643	3,240933654	14,807
10.333.587	8.544	0,80	8.544	0,058%	1,017	16,5679729	0,3887724	10.166.752	0,3887724	10.166.752	0,3887724	10.166.752	0,3887724	10.166.752	0,3887724	10.166.752	0,3887724	1,4627	1,437246409	3,327128504	15,030
10.654.098	10.914	1,0	10.914	-0,107%	1,079	16,8679729	0,3958121	9.874.048	0,3958121	9.874.048	0,3958121	9.874.048	0,3958121	9.874.048	0,3958121	9.874.048	0,3958121	1,4651	1,470188406	3,571428315	15,487
10.715.954	11.670	1,20	11.670	0,055%	1,096	16,9679729	0,3981587	9.777.331	0,3981587	9.777.331	0,3981587	9.777.331	0,3981587	9.777.331	0,3981587	9.777.331	0,3981587	1,4660	1,480188821	3,64862826	15,577
10.765.320	12.410	1,30	12.410	0,157%	1,112	17,0679729	0,4005052	9.681.043	0,4005052	9.681.043	0,4005052	9.681.043	0,4005052	9.681.043	0,4005052	9.681.043	0,4005052	1,4668	1,489892888	3,724933793	15,649
10.807.300	13.138	1,40	13.138	0,061%	1,128	17,1679729	0,4028518	9.585.189	0,4028518	9.585.189	0,4028518	9.585.189	0,4028518	9.585.189	0,4028518	9.585.189	0,4028518	1,4677	1,499403233	3,801070084	15,710
10.837.316	13.854	1,50	13.854	0,035%	1,142	17,2679729	0,4051983	9.489.769	0,4051983	9.489.769	0,4051983	9.489.769	0,4051983	9.489.769	0,4051983	9.489.769	0,4051983	1,4686	1,50863578	3,876285778	15,754
10.860.374	14.559	1,60	14.559	-0,084%	1,156	17,3679729	0,4075449	9.394.785	0,4075449	9.394.785	0,4075449	9.394.785	0,4075449	9.394.785	0,4075449	9.394.785	0,4075449	1,4695	1,517688815	3,951305904	15,787
10.871.058	15.254	1,70	15.254	-0,011%	1,169	17,4679729	0,4098914	9.300.246	0,4098914	9.300.246	0,4098914	9.300.246	0,4098914	9.300.246	0,4098914	9.300.246	0,4098914	1,4703	1,526463823	4,025238072	15,803
10.876.078	16.279	1,85	16.279	0,006%	1,187	17,61797	0,41111	9.198.836	0,41111	9.198.836	0,41111	9.198.836	0,41111	9.198.836	0,41111	9.198.836	0,41111	1,4717	1,539338132	4,135913089	15,810
10.871.751	16.951	1,95	16.951	0,016%	1,199	17,7179729	0,415578	9.045.836	0,415578	9.045.836	0,415578	9.045.836	0,415578	9.045.836	0,415578	9.045.836	0,415578	1,4726	1,547724688	4,209443904	15,804
10.868.244	17.285	2,0	17.285	-0,013%	1,205	17,7679729	0,4169311	8.919.290	0,4169311	8.919.290	0,4169311	8.919.290	0,4169311	8.919.290	0,4169311	8.919.290	0,4169311	1,4730	1,551877045	4,246275731	15,799
10.862.540	17.616	2,05	17.616	-0,001%	1,211	17,8179729	0,4181044	8.872.856	0,4181044	8.872.856	0,4181044	8.872.856	0,4181044	8.872.856	0,4181044	8.872.856	0,4181044	1,4735	1,555978613	4,282936182	15,790
10.848.208	18.273	2,15	18.273	-0,010%	1,222	17,9179729	0,4204509	8.850.327	0,4204509	8.850.327	0,4204509	8.850.327	0,4204509	8.850.327	0,4204509	8.850.327	0,4204509	1,4744	1,564096632	4,356321894	15,770

utilização J_e

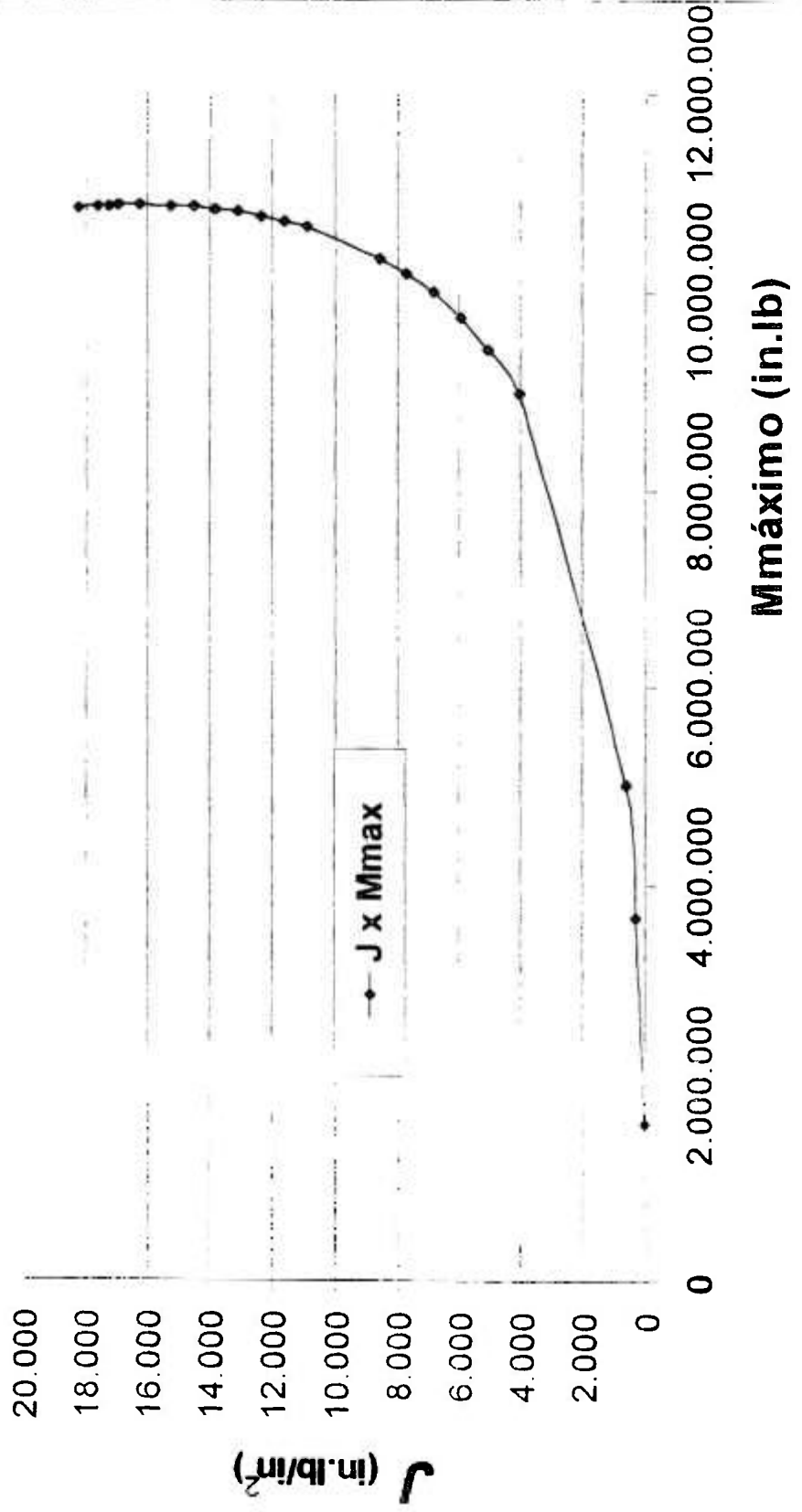
utilização J_e

MÉTODO J-T P 8 - Interpolação linear p/ obtenção de H1 A PARTIR DO MANUAL EPRI				
R/t=	10,00	n	n	n
	TETA/PI	3	5	4,96
TAB. EPRI	0,3500	1,9700	1,3640	1,3781
P/EXEMPLO J-T	0,370023466	1,9340	1,3716	1,3829
P/EXEMPLO J-T	0,370234656	1,9336	1,3717	1,3829
P/EXEMPLO J-T	0,370621837	1,9329	1,3718	1,3831
P/EXEMPLO J-T	0,377039864	1,9213	1,3743	1,3852
P/EXEMPLO J-T	0,379386219	1,9171	1,3752	1,3860
P/EXEMPLO J-T	0,381732774	1,9129	1,3761	1,3868
P/EXEMPLO J-T	0,384079329	1,9087	1,3770	1,3876
P/EXEMPLO J-T	0,386425883	1,9044	1,3778	1,3884
P/EXEMPLO J-T	0,388772438	1,9002	1,3787	1,3892
P/EXEMPLO J-T	0,396812103	1,8875	1,3814	1,3915
P/EXEMPLO J-T	0,398168667	1,8833	1,3823	1,3923
TAB. EPRI	0,4000	1,8800	1,383	1,3929
P/EXEMPLO J-T	0,400505212	1,8809	1,3832	1,3931
P/EXEMPLO J-T	0,402851767	1,8851	1,3840	1,3940
P/EXEMPLO J-T	0,405198322	1,8894	1,3848	1,3949
P/EXEMPLO J-T	0,407544876	1,8936	1,3856	1,3957
P/EXEMPLO J-T	0,408891431	1,8978	1,3864	1,3966
P/EXEMPLO J-T	0,413411263	1,9041	1,3876	1,3979
P/EXEMPLO J-T	0,415757818	1,9084	1,3884	1,3988
P/EXEMPLO J-T	0,416931096	1,9105	1,3886	1,3992
P/EXEMPLO J-T	0,418104373	1,9126	1,3892	1,3996
P/EXEMPLO J-T	0,420450928	1,9168	1,3900	1,4005
TAB. EPRI	0,4500	1,8700	1,400	1,4114

R/t=	20,00	n	n	n
	TETA/PI	3	5	4,96
TAB. EPRI	0,3500	2,5750	1,8880	1,8998
P/EXEMPLO J-T	0,370023466	2,6130	1,8932	1,9076
P/EXEMPLO J-T	0,370234656	2,6134	1,8933	1,9077
P/EXEMPLO J-T	0,370621837	2,6142	1,8934	1,9078
P/EXEMPLO J-T	0,377039864	2,6264	1,8957	1,9103
P/EXEMPLO J-T	0,379386219	2,6308	1,8966	1,9113
P/EXEMPLO J-T	0,381732774	2,6353	1,8974	1,9122
P/EXEMPLO J-T	0,384079329	2,6398	1,8983	1,9131
P/EXEMPLO J-T	0,386425883	2,6442	1,8991	1,9140
P/EXEMPLO J-T	0,388772438	2,6487	1,9000	1,9149
P/EXEMPLO J-T	0,396812103	2,6620	1,9025	1,9177
P/EXEMPLO J-T	0,398168667	2,6665	1,9033	1,9186
TAB. EPRI	0,4000	2,6700	1,904	1,9193
P/EXEMPLO J-T	0,400505212	2,6708	1,9042	1,9195
P/EXEMPLO J-T	0,402851767	2,6746	1,9052	1,9206
P/EXEMPLO J-T	0,405198322	2,6783	1,9062	1,9216
P/EXEMPLO J-T	0,407544876	2,6821	1,9072	1,9227
P/EXEMPLO J-T	0,408891431	2,6858	1,9082	1,9237
P/EXEMPLO J-T	0,413411263	2,6915	1,9096	1,9253
P/EXEMPLO J-T	0,415757818	2,6952	1,9106	1,9263
P/EXEMPLO J-T	0,416931096	2,6971	1,9111	1,9268
P/EXEMPLO J-T	0,418104373	2,6990	1,9116	1,9274
P/EXEMPLO J-T	0,420450928	2,7027	1,9126	1,9284
TAB. EPRI	0,4500	2,7500	1,925	1,9415

MÉTODO J-T: VALORES DE H1 INTERPOLADOS PARA NOSSO CASO		
R/t=	11,40	n
	TETA/PI	4,96
TAB. EPRI	0,3500	1,4494
P/EXEMPLO J-T	0,370023466	1,4563
P/EXEMPLO J-T	0,370234656	1,4563
P/EXEMPLO J-T	0,370621837	1,4565
P/EXEMPLO J-T	0,377039864	1,4587
P/EXEMPLO J-T	0,379386219	1,4595
P/EXEMPLO J-T	0,381732774	1,4603
P/EXEMPLO J-T	0,384079329	1,4611
P/EXEMPLO J-T	0,386425883	1,4619
P/EXEMPLO J-T	0,388772438	1,4627
P/EXEMPLO J-T	0,396812103	1,4651
P/EXEMPLO J-T	0,398168667	1,4660
TAB. EPRI	0,4000	1,4666
P/EXEMPLO J-T	0,400505212	1,4668
P/EXEMPLO J-T	0,402851767	1,4677
P/EXEMPLO J-T	0,405198322	1,4686
P/EXEMPLO J-T	0,407544876	1,4695
P/EXEMPLO J-T	0,408891431	1,4703
P/EXEMPLO J-T	0,413411263	1,4717
P/EXEMPLO J-T	0,415757818	1,4726
P/EXEMPLO J-T	0,416931096	1,4730
P/EXEMPLO J-T	0,418104373	1,4735
P/EXEMPLO J-T	0,420450928	1,4744
TAB. EPRI	0,4500	1,4856

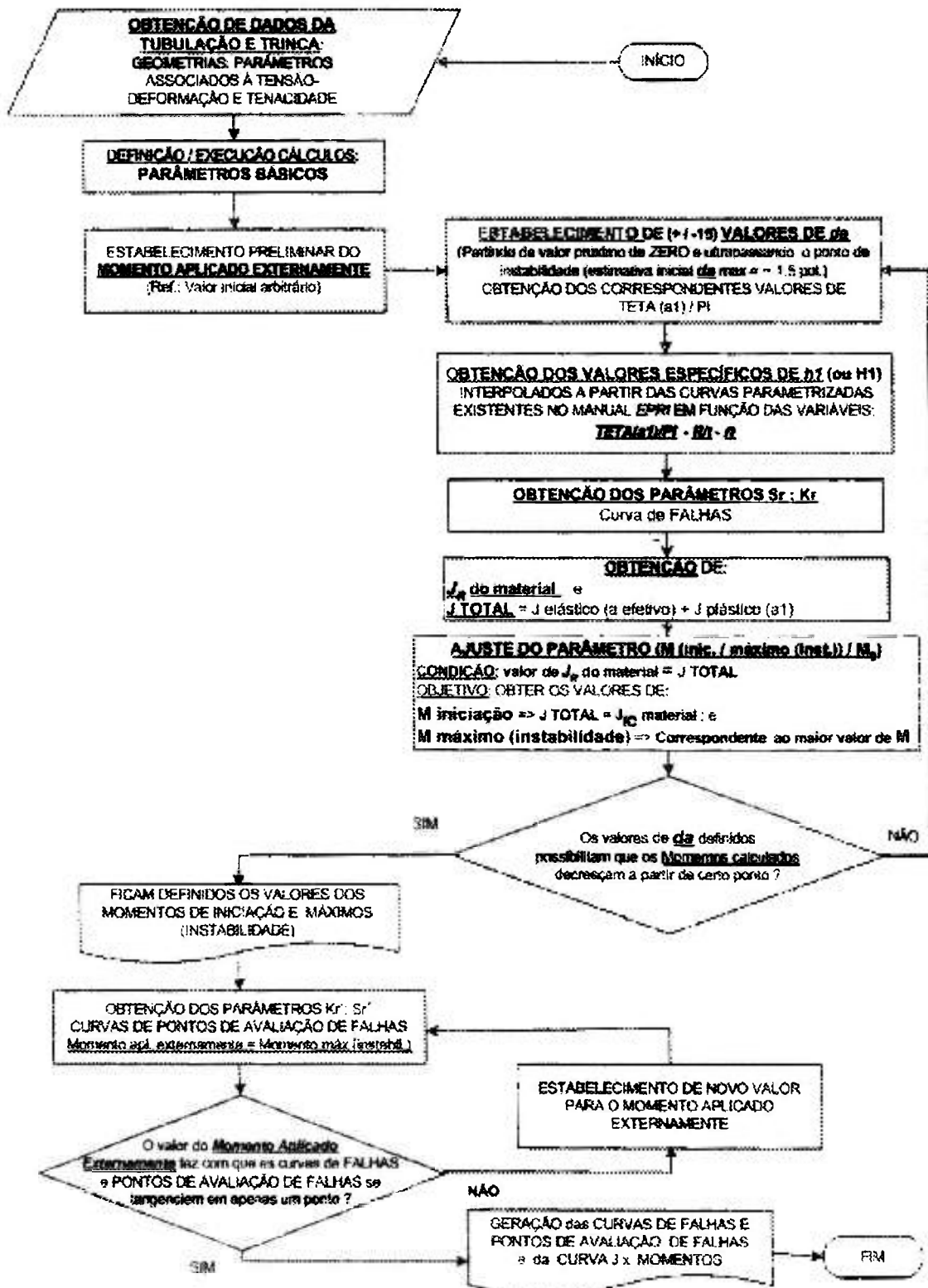
J x M máximo - MÉTODO J-T
CASO H-M.BASE - Tubo Austenítico SA-358 tipo 316
MOMENTO FLETOR



APÊNDICE B - MÉTODO DPFAD :

- ROTEIRO DE APLICAÇÃO;
- DADOS, PARÂMETROS, FÓRMULAS;
- CÁLCULOS E RESULTADOS CASO H – M.BASE.

MÉTODO DPFAD - MOMENTO FLETOR (EXCEL)



MÉTODO DPFAD - MOMENTO FLETOR	
Bibliografia (LITERATURA)	DADOS DA TUBULAÇÃO / TRINCA
	Diâmetro externo; Espessura (t); $\theta(\text{rad})/\pi$ $\sigma_{YS}; \sigma_{UTS}; \sigma_{FS}; \bar{E}; a; n; \epsilon_0$ $\sigma_0 = \sigma_{YS}$ $J_{IC}; C; m.$
Ref.: 1	PARÂMETROS BÁSICOS $R_{\text{médio}}; R/t; \text{Beta}$ $A; S_r \text{ máximo}$
CURVAS DE FALHAS	
Ref.: 2	<p>OBTENÇÃO DOS PARÂMETROS K_r E S_r ($M(a1) = \text{Momentos}$ variáveis com $a1$, arbitrariamente aplicados visando-se obter o Momento de Iniciação e o Momento Máximo aplicável (instabilidade))</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-bottom: 10px;"> $S_r(a1) = \frac{M(a1)}{M_0(a1)}$ <p style="text-align: right; margin-right: 20px;">S_r varia do valor ZERO até o limite máximo definido</p> </div> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-bottom: 10px;"> $M_0(a1) = 4\sigma_n R_m^2 t \left(\cos \frac{\theta(a1)}{2} - 0,5 \text{sen} \theta(a1) \right)$ </div> <p>O parâmetro "θ" é uma função de da; portanto, de $a1 = a + da$</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-bottom: 10px;"> $K_r = \left[\frac{J_{a1}(a1, M)}{J_{a1}(a_{ref}, M) + J_{plasm.}(a1, M, a)} \right]^{0,5}$ </div> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-bottom: 10px;"> $f_b(a1, M) = f_b \left(\frac{M^2}{R_m^2 E} \right)$ </div> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-bottom: 10px;"> $f_b = \frac{\theta(a1)}{\pi} \left[1 + A \left[4,5967 \left(\frac{\theta(a1)}{\pi} \right)^{1,5} + 2,6422 \left(\frac{\theta(a1)}{\pi} \right)^{2,25} \right] \right]$ </div> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-bottom: 10px;"> $J_{a1}(a1, M) = f_b \cdot \left(\frac{M^2}{R_m^2 E} \right)$ </div> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-bottom: 10px;"> $f_b = \frac{\theta(a_{ref})}{\pi} \left[1 + A \left[4,5967 \left(\frac{\theta(a_{ref})}{\pi} \right)^{1,5} + 2,6422 \left(\frac{\theta(a_{ref})}{\pi} \right)^{2,25} \right] \right]$ </div> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px;"> $\theta(a_{ref.}) = \theta(a1) \left[1 + \frac{\left(\frac{E \cdot t}{\beta} \right) \left[\left(\frac{\sigma_0 - \sigma_1}{\sigma_1 - \sigma_0} \right) \left(\frac{\sigma_0(a1)}{\sigma_0} \right) \right]}{\left[1 - \left(\frac{M}{M_0} \right)^2 \right]} \right]$ </div>

$$F_b = \left\{ 1 + A \left[4,5967 \left(\frac{\theta(a_f)}{\pi} \right)^{1,5} + 2,6422 \left(\frac{\theta(a_f)}{\pi} \right)^{4,24} \right] \right\}$$

$$\sigma_o(a_l) = \frac{M(a_l)}{\pi R_w^3 t}$$

$$J_{pl}(a_l, M) = \alpha U_{pl} \pi R_w \left(1 - \frac{\theta(a_l)}{\pi} \right)^2 h_l \left(\frac{\Delta l}{l_0} \right)^{n+1}$$

CURVAS : J_R do material e J aplicado total

Ref.: 2

$$JR_{mat.} = C \cdot (da)^m$$

$$J_{aplicado} = J_{elástico}(a, M) + J_{plástico}(a, M, n)$$

CURVAS DE PONTOS DE AVALIAÇÃO DE FALHAS

OBTENÇÃO DOS PARÂMETROS Sr'

(M = Momento constante aplicado externamente)

Ref.: 2

$$Sr'(a_l) = \frac{M}{M_o(a_l)}$$

OBTENÇÃO DOS PARÂMETROS Kr'

(M = Momento constante aplicado externamente)

$$Kr'(a_l) = \left[\frac{J_{el}(a_l)}{JR(da)} \right]^{0,3}$$

$$J_{el}(a_l, M) = f_o \cdot \left(\frac{M^2}{R_w^3 t^2 E} \right)$$

$$f_o = \left[\frac{\theta(a_l)}{\pi} \right] (F_o)^2$$

$$F_o = \left\{ 1 + A \left[4,5967 \left(\frac{\theta(a_l)}{\pi} \right)^{1,5} + 2,6422 \left(\frac{\theta(a_l)}{\pi} \right)^{4,24} \right] \right\}$$

Referências

- 1- ZAHOR, A. - Ductile Fracture Handbook Vol.1, Report EPRI NP-6301-D, 1989
- 2- BLOOM, J. M. - Deformation Plasticity Failure Assessment Diagram Approach, NUREG CP-0075 / CSNI REPORT 84-97, 1984

MÉTODO DPFAD - Caso H - M.BASE - SA-358 tipo 316
MOMENTO FLETOR

DADOS / CÁLCULOS - PARÂMETROS

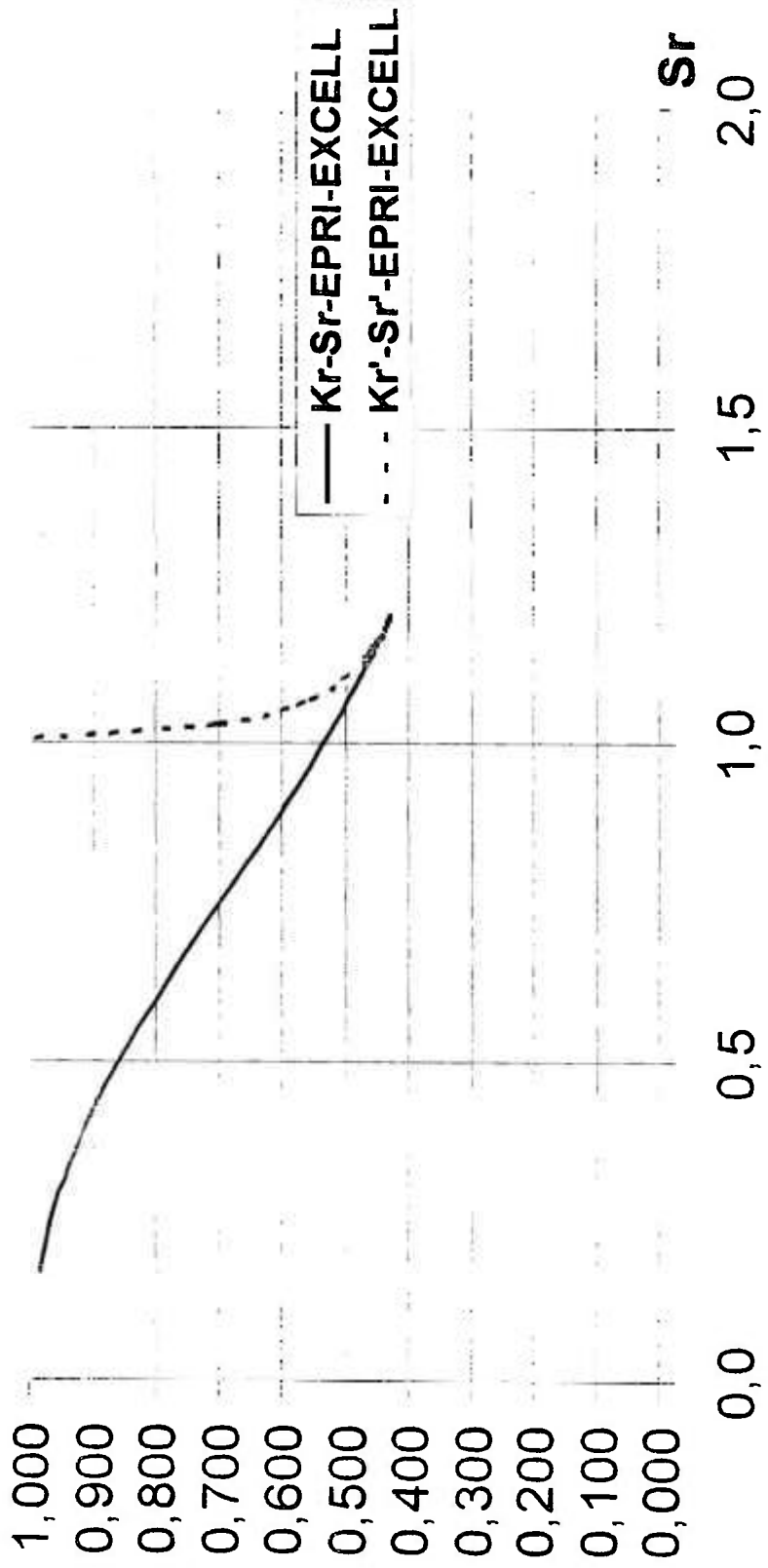
	UNIDADES SISTEMA INGLÊS (UTILIZADAS NA APLICAÇÃO DO MÉTODO)		UNIDADES SISTEMA MÉTRICO		OBSERVAÇÃO
A	1,1175263		1,1175263		Fórmula específica adotada para este caso (Manual EPRI) onde: $10 < R/t <= 20 \Rightarrow$ $A = (0,4 \cdot (R/t) - 3,0)^{0,25}$
R/t	11,40		11,40		
BETA	2		2		Valor definido para o caso de tubulações (casca fina); considera-se a existência de TENSÃO PLANA na ponta da trinca
M	10.876.000	(in.lb)	1.228.823	(N.m)	MOMENTO MÁXIMO (INSTABILIDADE) O valor é aquele onde fica definido apenas um ponto de contacto (TANGÊNCIA) entre as curvas $Kr Sr$ e $Kr' Sr'$.
Diâmetro Externo	28,32	(in)	719,33	(mm)	Diâmetro externo do tubo
R_m	13,565	(in)	344,5	(mm)	Raio médio do tubo
t	1,19	(in)	30,2	(mm)	Espessura da parede do tubo
E	26.500.000	(lb/in ²)	182.700	(MPa)	Módulo de elasticidade (YOUNG) característico do material do tubo à temp. teste
ALFA	4,42		4,42		Característico do material do tubo
EPSONzero	0,001253358		0,001253358		Definido por $SIGMA_{zero}/E$ característico do material do tubo
PI	3,14159		3,14159		
TETA (rad) / PI	0,37		0,37		
TETA(a)	1,1623883	(radianos)	1,1623883	(radianos)	MEIO ÂNGULO DE TRINCA para trinca inicial de comprimento = a
n	4,96		4,96		Característico do material do tubo
SIGMA _{zero} (ou SIGMA _{YS}) (yield stress)	33.214	(lb/in ²)	229	(MPa)	Característico do material do tubo
SIGMA _{UTS} (ultimate stress)	72.664	(lb/in ²)	501	(MPa)	Característico do material do tubo
C	10,143	(in.lb/in ²)	148	(kJ/m ²)	
m	0,7690		0,7690		
J_{IC}	622	(in.lb/in ²)	109	(kJ/m ²)	
$Sr_{máx.}$	2,1878		2,1878		SIGMA _{UTS} (ultimate stress) / SIGMA _{zero} (ou SIGMA _{YS}) (yield stress)
Aplicabilidade $0 <= TETA/pi <= 0,5$ e $5 <= R/t <= 20$					

MÉTODO DPFAD		Interpolação linear p/ obtenção de H₁ A PARTIR DO MANUAL EPRI		
R/t=	10,00	n	n	n
	TETA/PI	3	5	4,96
TAB.EPRV	0,3500	1,9700	1,3640	1,3761
PIEXEMPLO DPFAD	0,370034508	1,9339	1,3716	1,3829
PIEXEMPLO DPFAD	0,370117328	1,9338	1,3716	1,3829
PIEXEMPLO DPFAD	0,370234655	1,9336	1,3717	1,3829
PIEXEMPLO DPFAD	0,370621837	1,9329	1,3718	1,3831
PIEXEMPLO DPFAD	0,372348555	1,9298	1,3725	1,3836
PIEXEMPLO DPFAD	0,379386219	1,9171	1,3752	1,3860
PIEXEMPLO DPFAD	0,388772438	1,9002	1,3787	1,3892
PIEXEMPLO DPFAD	0,395812103	1,8875	1,3814	1,3915
TAB.EPRI	0,4000	1,8800	1,383	1,3929
PIEXEMPLO DPFAD	0,402851767	1,8851	1,3840	1,3940
PIEXEMPLO DPFAD	0,405198322	1,8894	1,3848	1,3949
PIEXEMPLO DPFAD	0,406371599	1,8915	1,3852	1,3953
PIEXEMPLO DPFAD	0,407544876	1,8936	1,3856	1,3967
PIEXEMPLO DPFAD	0,409891431	1,8978	1,3864	1,3966
PIEXEMPLO DPFAD	0,412237986	1,9020	1,3872	1,3975
PIEXEMPLO DPFAD	0,414584541	1,9063	1,3880	1,3983
PIEXEMPLO DPFAD	0,416931095	1,9105	1,3888	1,3992
TAB.EPRI	0,4500	1,9700	1,400	1,4114
R/t=	20,00	n	n	n
	TETA/PI	3	5	4,96
TAB.EPRI	0,350000	2,5750	1,8860	1,8998
PIEXEMPLO DPFAD	0,370034508	2,6131	1,8932	1,9076
PIEXEMPLO DPFAD	0,370117328	2,6132	1,8932	1,9076
PIEXEMPLO DPFAD	0,370234655	2,6134	1,8933	1,9077
PIEXEMPLO DPFAD	0,370621837	2,6142	1,8934	1,9078
PIEXEMPLO DPFAD	0,372348555	2,6175	1,8940	1,9085
PIEXEMPLO DPFAD	0,379386219	2,6308	1,8966	1,9113
PIEXEMPLO DPFAD	0,388772438	2,6487	1,9000	1,9149
PIEXEMPLO DPFAD	0,395812103	2,6620	1,9025	1,9177
TAB.EPRI	0,4000	2,6700	1,904	1,9193
PIEXEMPLO DPFAD	0,402851767	2,6746	1,9052	1,9206
PIEXEMPLO DPFAD	0,405198322	2,6783	1,9062	1,9216
PIEXEMPLO DPFAD	0,406371599	2,6802	1,9067	1,9221
PIEXEMPLO DPFAD	0,407544876	2,6821	1,9072	1,9227
PIEXEMPLO DPFAD	0,409891431	2,6858	1,9082	1,9237
PIEXEMPLO DPFAD	0,412237986	2,6896	1,9091	1,9247
PIEXEMPLO DPFAD	0,414584541	2,6933	1,9101	1,9258
PIEXEMPLO DPFAD	0,416931095	2,6971	1,9111	1,9268
TAB.EPRI	0,4500	2,7500	1,925	1,9415

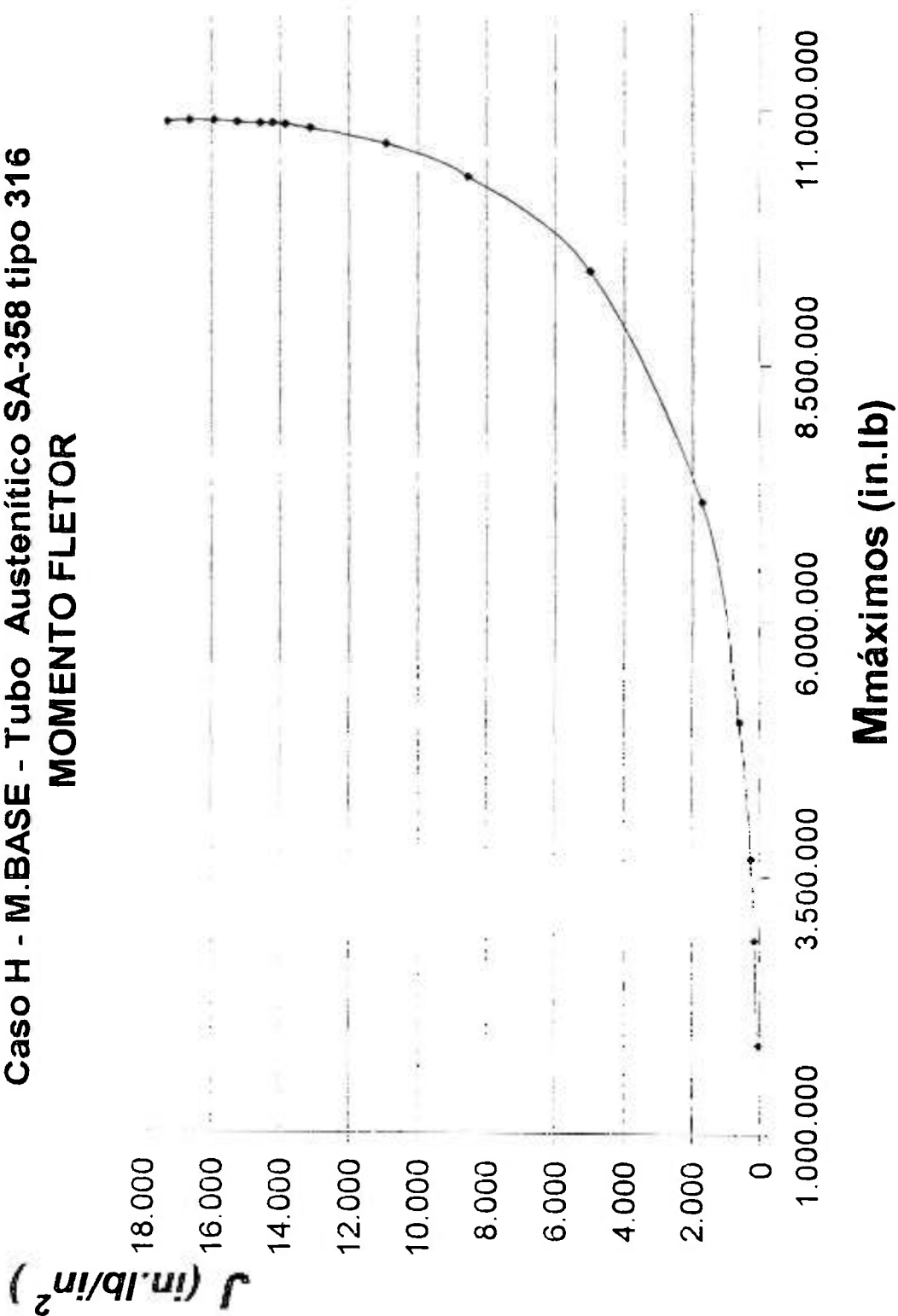
VALORES DE H₁ INTERPOLADOS PARA NOSSO CASO

R/t=	11,40	n
	TETA/PI	4,96
TAB.EPRV	0,3500	1,4494
PIEXEMPLO DPFAD	0,370034508	1,4563
PIEXEMPLO DPFAD	0,370117328	1,4563
PIEXEMPLO DPFAD	0,370234655	1,4563
PIEXEMPLO DPFAD	0,370621837	1,4565
PIEXEMPLO DPFAD	0,372348555	1,4571
PIEXEMPLO DPFAD	0,379386219	1,4595
PIEXEMPLO DPFAD	0,388772438	1,4627
PIEXEMPLO DPFAD	0,395812103	1,4651
TAB.EPRI	0,4000	1,4666
PIEXEMPLO DPFAD	0,402851767	1,4677
PIEXEMPLO DPFAD	0,405198322	1,4686
PIEXEMPLO DPFAD	0,406371599	1,4690
PIEXEMPLO DPFAD	0,407544876	1,4695
PIEXEMPLO DPFAD	0,409891431	1,4703
PIEXEMPLO DPFAD	0,412237986	1,4712
PIEXEMPLO DPFAD	0,414584541	1,4721
PIEXEMPLO DPFAD	0,416931095	1,4730
TAB.EPRI	0,4500	1,4856

MÉTODO DPFAD - CURVAS AVALIAÇÃO / FALHA
 CASO H - M.BASE - Tubo Austenítico SA-358 tipo 316
 MOMENTO FLETOR

 K_f


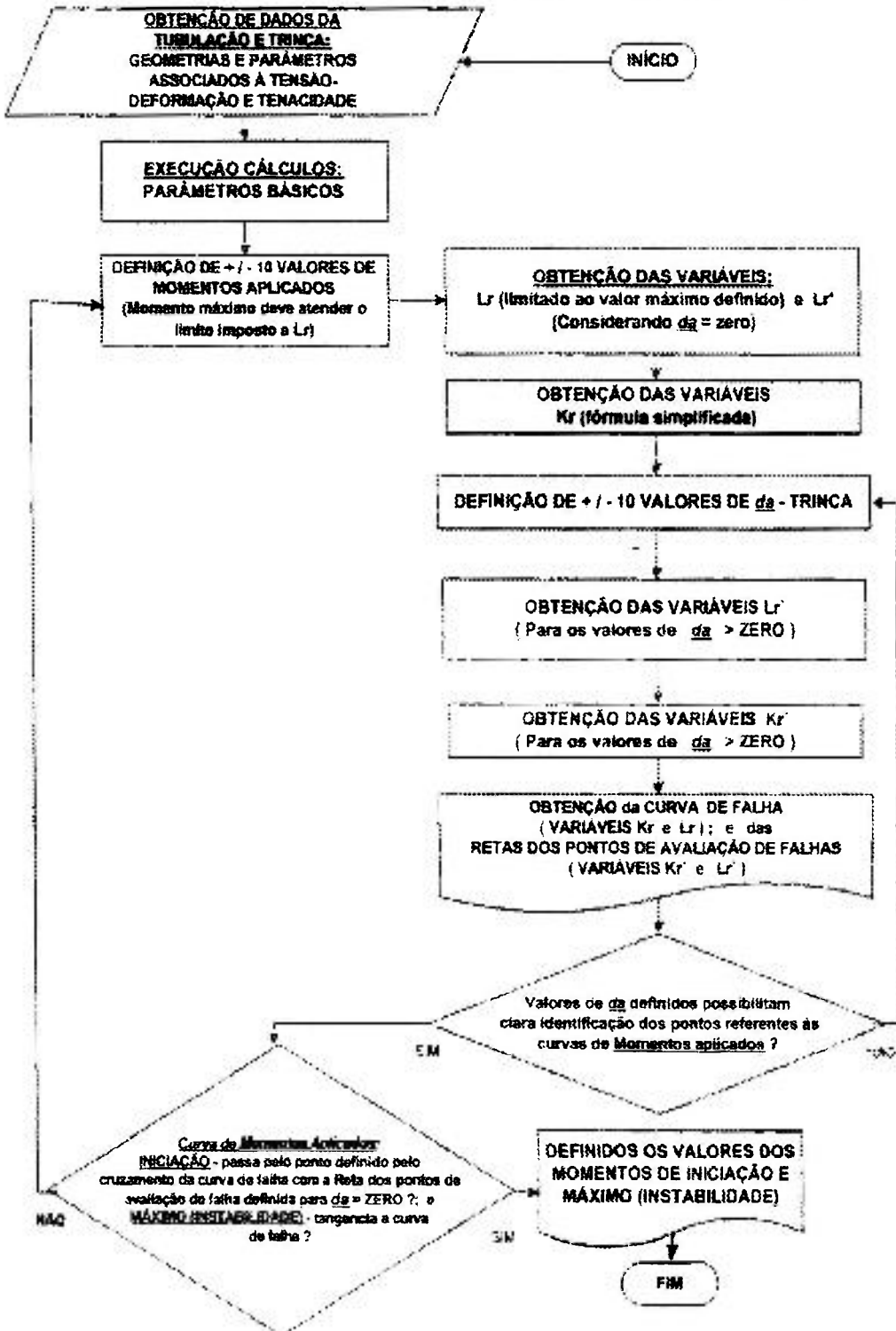
MÉTODO DPFAD - CURVA J x M máximos
Caso H - M.BASE - Tubo Austenítico SA-358 tipo 316
MOMENTO FLETOR



APÊNDICE C - MÉTODO R6 :

- ROTEIRO DE APLICAÇÃO;
- DADOS, PARÂMETROS, FÓRMULAS;
- CÁLCULOS E RESULTADOS CASO H – M.BASE

MÉTODO R6 - MOMENTO FLETOR (EXCEL)
 Curva de falha (Failure assessment curve - FAC - OPÇÃO 1)
 Retas dos pontos de avaliação de falhas (Assessment points lines - CATEGORIA 3)



MÉTODO R6 - MOMENTO FLETOR

Curva de falha (*Failure assessment curve - FAC*)

OPÇÃO 1 (Ref.: 2)

Retas dos pontos de avaliação de falhas (*Assessment points line*)

CATEGORIA 3 (Ref.: 1 e 2)

Bibliografia	<p>DADOS TUBULAÇÃO / TRINCA</p> <p>Diâmetro externo; Espessura (t);</p> <p>θ (rad) / π</p> <p>$\sigma_0; \sigma_{UTS}; \sigma_{FS}; E; \alpha; n; \epsilon_0$ $\sigma_{YS} - \sigma_0$</p> <p>$J_{IC}; C; m.$</p>
Ref.: 1, 2 e 3	<p>PARÂMETROS BÁSICOS</p> <p>Rmédio; Rf; a_0;</p> <p>A: Lr máximo</p>
Ref.: 2	<p>OBTENÇÃO DAS VARIÁVEIS Lr E Lr' para da = ZERO</p> <p>Para da = ZERO temos Lr = Lr'</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; width: fit-content; margin: 10px auto;"> $Lr' = \frac{M}{4\sigma_{YS}R_m^2 t \left(\cos\frac{\theta}{2} - 0,5\text{sen}\theta \right)}$ </div> <p>M = Momentos arbitrários aplicados externamente</p>
Ref.: 2	<p>OBTENÇÃO DA VARIÁVEL Kr (fórmula simplificada)</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; width: fit-content; margin: 10px auto;"> $Kr = (1 - 0,14Lr^2)[0,3 + 0,7\exp(-0,65Lr^6)]$ </div> <p>para Lr <= Lr máximo</p> <p>Kr = ZERO, para Lr >= Lr máximo</p>
Ref.: 2	<p>OBTENÇÃO DAS VARIÁVEIS Lr' para da > ZERO</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; width: fit-content; margin: 10px auto;"> $Lr' = \frac{M}{4\sigma_{YS}R_m^2 t \left(\cos\frac{\theta}{2} - \frac{\text{sen}\theta}{2} \right)}$ </div> <p>O parâmetro " θ " é uma função de da; portanto, de a1 = a+da</p> <p>M = Momentos arbitrários aplicados externamente</p>
Ref.: 1 ; 2 e 3	<p>OBTENÇÃO DAS VARIÁVEIS Kr' para da > ZERO</p> <p>Kr' = K_{elástico} (a+da) / K material (da)</p> <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; width: fit-content; margin: 10px auto;"> $Kr' = \frac{M \left[1 + 1 \left[4,596 \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^{1,5} + 1,042 \left(\frac{\theta}{\pi} \right)^{1,25} \right] \right] (\pi R_m \theta)^{0,5}}{\pi R_m^2 t (J_{IC} E)^{0,5}}$ </div>

Referências

- 1- ZAHOOOR, A. - Ductile Fracture Handbook Vol 1, Report EPRI NP-6301-D, 1989
- 2- I. MILNE et al. - Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects (CEGB Report), 1988
- 3- ANDERSON, T. L. - Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications, 1995

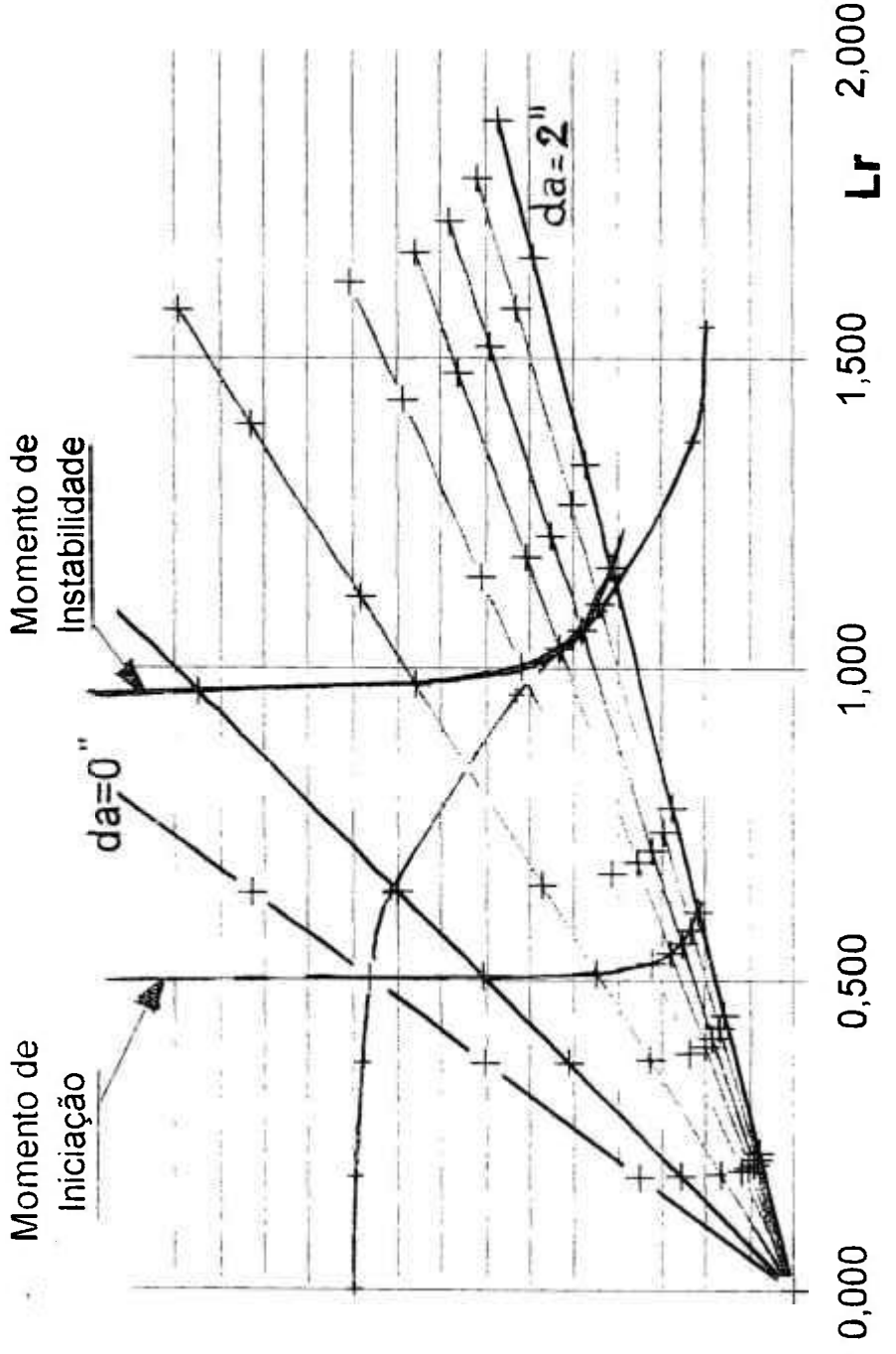
MÉTODO R6 - Caso H - M.BASE - SA-358 tipo 316
MOMENTO FLETOR

DADOS / CÁLCULOS - PARÂMETROS

	UNIDADES SISTEMA INGLÊS (UTILIZADAS NA APLICAÇÃO DO MÉTODO)		UNIDADES SISTEMA INTERNACIONAL		OBSERVAÇÃO
PI	3,1416		3,1416		
Diametro externo	28,32	(in)	719,33	(mm)	
R_m	13,565	(in)	344,5	(mm)	Raio médio (Diâm ext- t)/2
t	1,19	(in)	30,2	(mm)	
R/t	11,41		11,41		
SIGMA YS (yield stress)	33,214	(ksi) (=1.000 lb/in ²)	229	(MPa)	
SIGMA UTS (ultimate stress)	72,664	(ksi) (=1.000 lb/in ²)	501	(MPa)	
SIGMA FS (flow stress)	52,939	(ksi) (=1.000 lb/in ²)	365,000	(MPa)	(SIGMA YS + SIGMA UTS) / 2
TETA (rad) / PI	0,370		0,370		
TETA (rad)	1,16		1,16		
E	26.500	(ksi) (=1.000 lb/in ²)	182.700	(MPa)	
J_c	0,62	(1.000 in.lb/in ²)	0,11	(1.000 kJ/m ²)	
C	10,14	(1.000 in.lb/in ²)	0,15	(1.000 kJ/m ²)	
m	0,77		0,77		
a_0	15.76785	(in)	400.44404	(mm)	TETA (rad) x R_m (in)
A	1,11753		1,11753		$A=(0,4 \cdot R/t - 3) \cdot 0,25$ para R/t deste caso (Ref.: Manual EPRI)
Lr máx	1,5939		1,5939		(SIGMA FS / SIGMA YS)

Curva simplificada de avaliação de falha x Retas dos pontos de avaliação de falha
MOMENTOS FLETORES

MÉTODO R6 - Caso H - M.BASE - SA-358 tipo 316



- + Kr-Lr-Form. simpl.
- + Kr'-Lr'-mom-da=0
- + Kr'-Lr'-mom-da=0,06
- + Kr'-Lr'-mom-da=0,2
- + Kr'-Lr'-mom-da=0,5
- + Kr'-Lr'-mom-da=0,8
- + Kr'-Lr'-mom-da=1,1
- + Kr'-Lr'-mom-da=1,5
- + Kr'-Lr'-mom-da=2

SIGMA bending (ksi) (ksi = 1000 lb/in ²)	0,00	2,91	5,81	8,00	10,18	15,26	17,44	21,80	24,71
Kr - Fórmula simplificada (lb/in ²)(in) ^{0,5}	1,00	1,00	0,98	0,96	0,91	0,63	0,44	0,23	0,20
Lr = valor calculado para TRINCA INICIAL - Fórmula simplificada	0,000	0,182	0,365	0,602	0,638	0,968	1,094	1,368	Lr máx => 1,5939
Momento aplicado (Kips) (Kips =1000 lb.in)	0	2,000	4,000	5,500	7,000	10,500	12,000	15,000	17,000

MOMENTO DE INICIAÇÃO

MOMENTO MÁXIMO (INSTABILIDADE)

$\frac{da}{a}$ (in)	a (in)	TETA (rad)	função de TETA MOMENTO =>>>	0	2,000	4,000	5,500	7,000	10,500	12,000	15,000	17,000
0	15,76785	1,1624	Lr (simplificada) e Lr' para TRINCA INICIAL com $\frac{da}{a}=ZERO$	0,000	0,182	0,365	0,502	0,638	0,958	1,084	1,368	1,550
0,06	15,83	1,1668	CÁLCULO DE Lr' TRINCA com $\frac{da}{a}$ ESPECIFICADO	0,000	0,183	0,367	0,504	0,642	0,963	1,100	1,376	1,559
0,2	15,97	1,1771	CÁLCULO DE Lr' TRINCA com $\frac{da}{a}$ ESPECIFICADO	0,000	0,186	0,372	0,511	0,650	0,976	1,115	1,394	1,579
0,5	16,27	1,1993	CÁLCULO DE Lr' TRINCA com $\frac{da}{a}$ ESPECIFICADO	0,000	0,191	0,382	0,526	0,669	1,004	1,147	1,434	1,625
0,8	16,57	1,2214	CÁLCULO DE Lr' TRINCA com $\frac{da}{a}$ ESPECIFICADO	0,000	0,197	0,393	0,541	0,689	1,033	1,180	1,475	1,672
1,1	16,87	1,2435	CÁLCULO DE Lr' TRINCA com $\frac{da}{a}$ ESPECIFICADO	0,000	0,203	0,405	0,557	0,709	1,063	1,215	1,519	1,722
1,5	17,27	1,2730	CÁLCULO DE Lr' TRINCA com $\frac{da}{a}$ ESPECIFICADO	0,000	0,211	0,422	0,580	0,738	1,106	1,265	1,581	1,791
2	17,77	1,3098	CÁLCULO DE Lr' TRINCA com $\frac{da}{a}$ ESPECIFICADO	0,000	0,222	0,443	0,610	0,776	1,164	1,330	1,663	1,885

CÁLCULO DE K_r TRINCA
INICIAL
com d_0 (in) =>

d_0 (in)	a (in)	TETA (rad)	Kel I ($f(a_0+d_0)$) (Mom. ext. aplicado) TED ANDERSON / MANUAL EPRI DSI (in) ^{1/2}	Kmat (d_0) = $((J_R \text{ mat} \cdot E)^{1/4})$ (ksi (in) ^{3/4})	K _r so MOMENTO
0.0	-3.76785	1.1624	0.0	0.0	0.00000
45.0			45.0		0.35059
90.0			90.0		0.70119
123.8			123.8		0.98413
157.5			157.5		1.22708
238.3			238.3		1.84081
270.1			270.1		2.10366
337.6			337.6		2.62045
382.0			382.0		2.88004

CÁLCULO DE K_r TRINCA
com d_0 (in) =>

d_0 (in)	a (in)	TETA (rad)	Kel I ($f(a_0+d_0)$) (Mom. ext. aplicado) TED ANDERSON / MANUAL EPRI DSI (in) ^{1/2}	Kmat (d_0) = $((J_R \text{ mat} \cdot E)^{1/4})$ (ksi (in) ^{3/4})	K _r so MOMENTO
0.0	0.00000	1.1889	0.0	0.0	0.00000
45.2			45.2		0.25744
90.6			90.6		0.51489
134.4			134.4		0.70787
158.4			158.4		0.90105
237.5			237.5		1.35158
271.5			271.5		1.54486
339.4			339.4		1.93083
384.6			384.6		2.18827

CÁLCULO DE K_r TRINCA
com d_0 (in) =>

d_0 (in)	a (in)	TETA (rad)	Kel I ($f(a_0+d_0)$) (Mom. ext. aplicado) TED ANDERSON / MANUAL EPRI DSI (in) ^{1/2}	Kmat (d_0) = $((J_R \text{ mat} \cdot E)^{1/4})$ (ksi (in) ^{3/4})	K _r so MOMENTO
0.2	0.06785	1.1771	0.0	0.279	0.00000
45.2			45.2		0.16402
91.6			91.6		0.32805
125.9			125.9		0.45107
160.3			160.3		0.57409
240.4			240.4		0.85113
274.8			274.8		0.98415
343.5			343.5		1.23018
389.3			389.3		1.39421

CÁLCULO DE K_r TRINCA
com d_0 (in) =>

d_0 (in)	a (in)	TETA (rad)	Kel I ($f(a_0+d_0)$) (Mom. ext. aplicado) TED ANDERSON / MANUAL EPRI DSI (in) ^{1/2}	Kmat (d_0) = $((J_R \text{ mat} \cdot E)^{1/4})$ (ksi (in) ^{3/4})	K _r so MOMENTO
0.0	11.38785	1.1995	0.0	0.0	0.00000
47.0			47.0		0.11834
94.0			94.0		0.23668
129.2			129.2		0.32544
164.5			164.5		0.41419
246.7			246.7		0.62120
282.0			282.0		0.71004
352.5			352.5		0.88756
398.5			398.5		1.00590

			CÁLCULO DE K_r TRINCA com da (in) =>	0.8	
da (in)	a (in)	TETA (rad)	$K_{el I}$ ($rad+da$) (Mom. ext. aplicado) TED ANDERSON / MANUAL EPRU (psi (in) ^{1/2})	$K_{mat}(da) =$ $((J_R \text{ max} * E)^{.5})$ (ksi (in) ^{1/2})	K_r só MOMENTO
0.8	16.56785	1.2214	0.0	476	0.00000
			48.2		0.10134
			96.4		0.20269
			132.6		0.27869
			168.8		0.35470
			253.2		0.53205
			289.3		0.60806
			361.7		0.78007
			408.9		0.88142

			CÁLCULO DE K_r TRINCA com da (in) =>	1.1	
da (in)	a (in)	TETA (rad)	$K_{el I}$ ($rad+da$) (Mom. ext. aplicado) TED ANDERSON / MANUAL EPRU (psi (in) ^{1/2})	$K_{mat}(da) =$ $((J_R \text{ max} * E)^{.5})$ (ksi (in) ^{1/2})	K_r só MOMENTO
1.1	16.86785	1.2435	0.0	538	0.00000
			49.6		0.09198
			98.9		0.18395
			138.0		0.25293
			173.1		0.32192
			259.7		0.48287
			296.8		0.55186
			371.0		0.68982
			420.5		0.78180

			CÁLCULO DE K_r TRINCA com da (in) =>	1.5	
da (in)	a (in)	TETA (rad)	$K_{el I}$ ($rad+da$) (Mom. ext. aplicado) TED ANDERSON / MANUAL EPRU (psi (in) ^{1/2})	$K_{mat}(da) =$ $((J_R \text{ max} * E)^{.5})$ (ksi (in) ^{1/2})	K_r só MOMENTO
1.5	17.26785	1.2730	0.0	606	0.00000
			51.2		0.08443
			102.3		0.16886
			140.7		0.23218
			178.1		0.29551
			268.6		0.44228
			306.9		0.50758
			383.7		0.64423
			438.8		0.71788

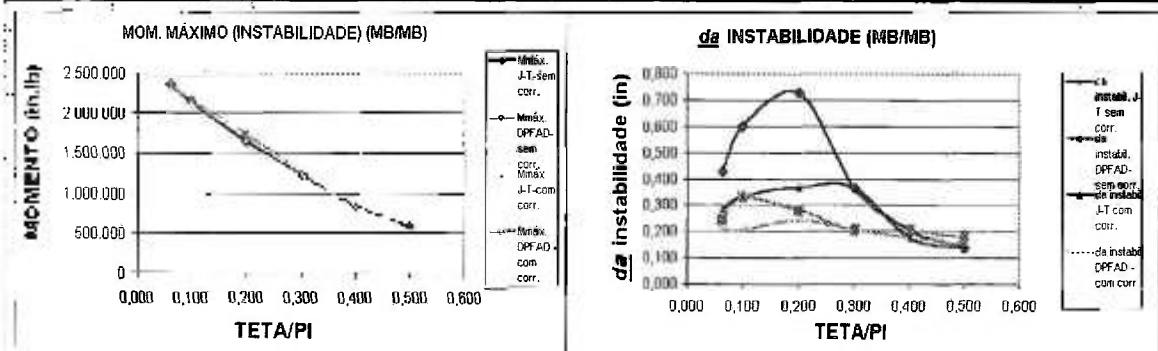
			CÁLCULO DE K_r TRINCA com da (in) =>	2.0	
da (in)	a (in)	TETA (rad)	$K_{el I}$ ($rad+da$) (Mom. ext. aplicado) TED ANDERSON / MANUAL EPRU (psi (in) ^{1/2})	$K_{mat}(da) =$ $((J_R \text{ max} * E)^{.5})$ (ksi (in) ^{1/2})	K_r só MOMENTO
2.0	17.76785	1.3098	0.0	677	0.00000
			53.3		0.07880
			106.7		0.15760
			148.7		0.21670
			188.7		0.27580
			280.0		0.41370
			320.0		0.47280
			400.0		0.59101
			453.3		0.66981

**APÊNDICE D - MOMENTOS MÁXIMOS (INSTABILIDADE) $f(L)$ inicial e da
MÁXIMO; VARIAÇÕES PERCENTUAIS de L inicial e de
MOMENTOS MÁXIMOS – CASO DE ESTUDO**

Neste apêndice estão apresentados os resultados mais detalhados que serviram de base para a avaliação da sensibilidade dos resultados de Momentos Máximos em função da dimensão inicial da trinca (definida como um percentual do L vazamento), para o Caso de Estudo.

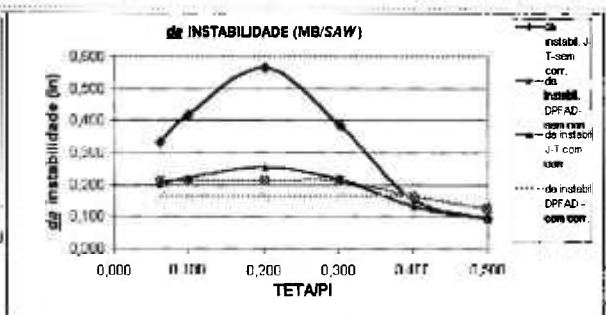
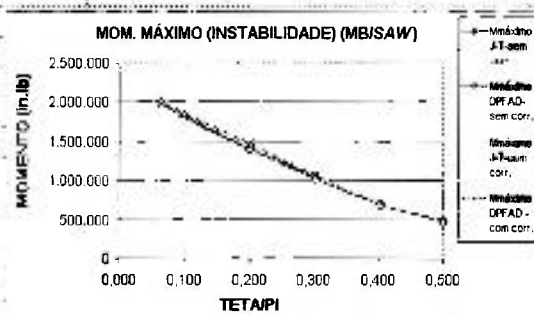
Os cálculos foram executados considerando apenas a condição *LOWER BOUND* da curva tensão-deformação do metal BASE e das curvas J_R do metal BASE, *SAW* e *SMAW*, utilizando-se os métodos J-T e *DPFAD*.

Momentos máximos (instabilidade) e δ_a de instabilidade em função de L inicial								
Variações Percentuais de L inicial e momento máximo (instabilidade)								
CASO DE ESTUDO -LOWER BOUND (NORMA)								
Metal BASE (curva tensão-deformação)								
Metal BASE (curva J_R -SEM correção)								
(curva J_R -COM correção)								
Momento externamente aplicado com uso dos métodos J-T e DPFAD => Mom. Ext = 950.000 lb.in (arbitrário)								
OBS: Foram aplicados Mom. Ext/2 e 2xMom.Ext e não houve variação significativa do momento máximo (instabilidade) calculado								
		L inicial ==>	Limite Inferior *	0,5 x Lvazam.	L vazamento (6,3 in)	1,5x Lvazam	2x Lvazam	Limite Superior *
		TETA / PI =>	0,0625	0,1	0,201	0,302	0,402	0,5
J-T	Minic. (lb.in)	SEM correção J_R	2.215.000	2.027.000	1.619.000	1.184.000	796.900	553.700
		COM correção J_R	2.200.000	2.027.000	1.619.000	1.184.000	796.900	553.700
	M máximo (lb.in)	SEM correção J_R	2.360.000	2.135.000	1.648.000	1.227.000	822.300	563.900
		COM correção J_R	2.322.000	2.129.000	1.678.000	1.227.000	820.300	563.100
	δ_a inic. (in)	SEM correção J_R	0,062	0,062	0,062	0,062	0,062	0,062
		COM correção J_R	0,062	0,062	0,062	0,062	0,062	0,062
	δ_a instabil. (in)	SEM correção J_R	0,426	0,601	0,729	0,364	0,205	0,138
		COM correção J_R	0,285	0,336	0,367	0,364	0,177	0,132
DPFAD	Minic. (lb.in)	SEM correção J_R	2.270.000	2.082.000	1.664.000	1.206.000	797.800	548.900
		COM correção J_R	2.256.000	2.082.000	1.664.000	1.206.000	797.800	548.900
	M máximo (lb.in)	SEM correção J_R	2.357.000	2.174.000	1.740.000	1.252.000	828.000	565.000
		COM correção J_R	2.335.000	2.166.000	1.727.000	1.252.000	826.200	564.200
	δ_a inic. (in)	SEM correção J_R	0,062	0,062	0,062	0,062	0,062	0,062
		COM correção J_R	0,062	0,062	0,062	0,062	0,062	0,062
	δ_a instabil. (in)	SEM correção J_R	0,241	0,331	0,282	0,205	0,205	0,175
		COM correção J_R	0,205	0,205	0,241	0,205	0,175	0,149
*	Limite TETA/PI recomendado para aplicação da formulação / tabelas desenvolvidas pelo EPRI/GE para trincas circunferenciais passantes submetidas a cargas aplicadas apenas do tipo Momento Fleitor: 0,0625 <= TETA/PI <= 0,5							
	L inicial (TETA/PI)	L inicial (in)	var. % L inicial em função Lvazam.	Momento máximo J-T (J_R sem correção) (in.lb)	Momento máximo DPFAD (J_R sem correção) (in.lb)	var. % M máximo J-T em função de M máximo de Lvazam.	δ_a instabil. J-T (J_R sem correção) (in)	δ_a instabil. DPFAD (J_R sem correção) (in)
	0,063	1,96	-69%	2.360.000	2.357.000	43%	0,426	0,241
	0,100	3,14	-50%	2.135.000	2.174.000	30%	0,601	0,331
	0,201	6,31	Lvazam.	1.648.000	1.740.000	-	0,729	0,282
	0,302	9,49	50%	1.227.000	1.252.000	-26%	0,364	0,205
	0,402	12,63	100%	822.300	828.000	-50%	0,205	0,205
	0,500	15,71	149%	563.900	565.000	-66%	0,138	0,175



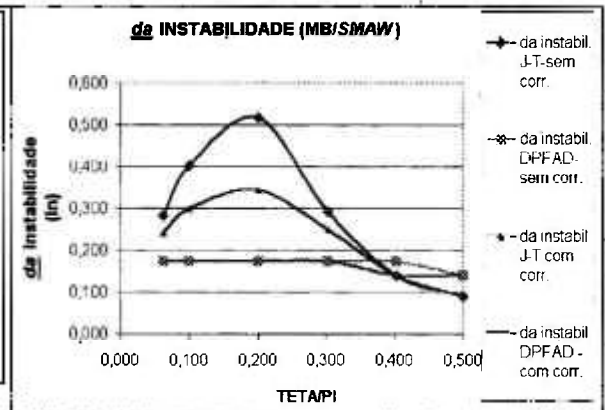
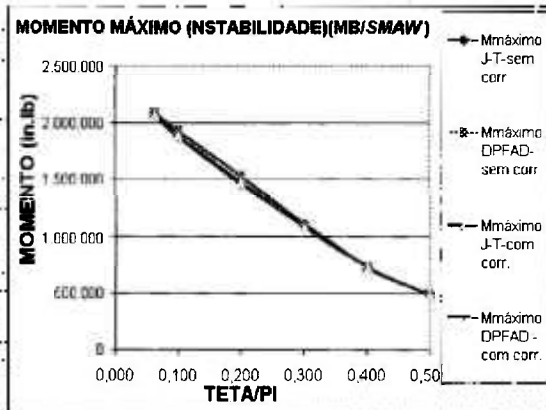
Momentos máximos (instabilidade) e δ_a de instabilidade em função de L inicial

Momentos máximos (instabilidade) e d_a de instabilidade em função de L inicial									
Variações Percentuais de L inicial e momento máximo (instabilidade)									
CASO DE ESTUDO -LOWER BOUND (NORMA)									
MBase (curva tensão-deformação)									
SAW (curva J_R -SEM correção)									
(curva J_R -COM correção)									
Momento externamente aplicado com uso dos métodos J-T e DPFAD => Mom. Ext. = 770.000 lb.in (arbitrário)									
OBS.: Foram aplicados Mom. Ext/2 e 2xMom.Ext. e não houve variação significativa do momento máximo (instabilidade) calculado									
		L Inicial ==>	Limite Inferior *	0,5 x Lvazam.	L vazamento (6,3 in)	1,5x Lvazam	2x Lvazam	Limite Superior *	
		TETA / PI =>	0,0625	0,1	0,201	0,302	0,402	0,5	
J-T	Minic. (lb.in)	SEM correção J_R	1.789.000	1.618.000	1.264.000	915.200	621.000	433.100	
		COM correção J_R	1.789.000	1.618.000	1.264.000	915.200	621.000	433.100	
	M máximo (lb.in)	SEM correção J_R	2.003.000	1.817.000	1.400.000	1.027.000	698.000	479.700	
		COM correção J_R	1.979.000	1.805.000	1.418.000	1.031.000	698.300	479.500	
	d_a inic. (in)	SEM correção J_R	0,008	0,008	0,008	0,008	0,008	0,008	
		COM correção J_R	0,008	0,008	0,008	0,008	0,008	0,008	
DPFAD	d_a instabil. (in)	SEM correção J_R	0,334	0,417	0,565	0,386	0,153	0,094	
		COM correção J_R	0,202	0,223	0,255	0,216	0,130	0,091	
	Minic. (lb.in)	SEM correção J_R	1.839.000	1.672.000	1.305.000	933.700	617.100	424.900	
		COM correção J_R	1.839.000	1.672.000	1.305.000	933.700	617.100	424.900	
	M máximo (lb.in)	SEM correção J_R	2.022.000	1.860.000	1.477.000	1.064.000	701.200	478.500	
		COM correção J_R	2.014.000	1.850.000	1.470.000	1.060.000	698.100	477.800	
*	d_a inic. (in)	SEM correção J_R	0,008	0,008	0,008	0,008	0,008	0,008	
		COM correção J_R	0,008	0,008	0,008	0,008	0,008	0,008	
	d_a instabil. (in)	SEM correção J_R	0,211	0,211	0,211	0,211	0,162	0,125	
		COM correção J_R	0,162	0,162	0,162	0,162	0,162	0,125	
	Limite TETA/PI recomendado para aplicação da formulação / tabelas desenvolvidas pelo EPRIGSE para trincas circunferenciais passantes submetidas a cargas aplicadas apenas do tipo Momento Fletor: 0,0625 <= TETA/PI <= 0,5								
	L Inicial (TETA/PI)	L Inicial (in)	var. % L inicial em função Lvazam.	Momento máximo J-T (J_R sem correção) (in.lb)	Momento máximo DPFAD (J_R sem correção) (in.lb)	var. % M máximo J-T em função de M máximo de Lvazam.	d_a instabil. J-T (J_R sem correção) (in)	d_a instabil. DPFAD (J_R sem correção) (in)	
0,063	1,96	-69%	2.003.000	2.022.000	22%	0,334	0,211		
0,100	3,14	-50%	1.817.000	1.860.000	10%	0,417	0,211		
0,201	6,31	Lvazam.	1.400.000	1.477.000	-	0,565	0,211		
0,302	9,49	50%	1.027.000	1.064.000	-38%	0,386	0,211		
0,402	12,63	100%	698.000	701.200	-58%	0,153	0,162		
0,500	15,71	149%	479.700	478.500	-71%	0,094	0,125		



Momentos máximos (instabilidade) e d_a de instabilidade em função de L inicial

Momentos máximos (instabilidade) e d_a de instabilidade em função de L inicial								
Variações Percentuais de L inicial e momento máximo (instabilidade)								
CASO DE ESTUDO -LOWER BOUND (NORMA)								
MBase (curva tensão-deformação)								
SMAW (curva J_R -SEM correção)								
(curva J_R -COM correção)								
Momento externamente aplicado com uso dos métodos J-T e DPFAD => Mom. Ext = 850.000 lb.in (arbitrário)								
OBS.: Foram aplicados $Mom. Ext/2$ e $2xMom.Ext$ e não houve variação significativa do momento máximo (instabilidade) calculado								
		L inicial ==>	Limite inferior *	0,5 x Lvazam.	L vazamento (6,3 in)	1,5x Lvazam	2x Lvazam	Limite Superior *
		TETA / PI=>	0,0625	0,1	0,201	0,302	0,402	0,5
J-T	Minic. (lb.in)	SEM correção J_R	1.907.000	1.738.000	1.375.000	1.002.000	678.400	472.100
		COM correção J_R	1.907.000	1.738.000	1.375.000	1.002.000	678.400	472.100
	M máximo (lb.in)	SEM correção J_R	2.070.000	1.880.000	1.454.000	1.076.000	724.100	498.500
		COM correção J_R	2.070.000	1.889.000	1.475.000	1.081.000	724.000	498.500
	d_a inic. (in)	SEM correção J_R	0,016	0,016	0,016	0,016	0,016	0,016
		COM correção J_R	0,016	0,016	0,016	0,016	0,016	0,016
d_a instabil. (in)	SEM correção J_R	0,283	0,402	0,516	0,293	0,139	0,091	
	COM correção J_R	0,242	0,301	0,345	0,249	0,139	0,091	
DPFAD	Minic. (lb.in)	SEM correção J_R	1.956.000	1.791.000	1.414.000	1.020.000	676.700	466.500
		COM correção J_R	1.956.000	1.791.000	1.414.000	1.020.000	676.700	466.500
	M máximo (lb.in)	SEM correção J_R	2.089.000	1.922.000	1.526.000	1.102.000	727.700	497.700
		COM correção J_R	2.089.000	1.921.000	1.526.000	1.102.000	727.700	497.700
	d_a inic. (in)	SEM correção J_R	0,016	0,016	0,016	0,016	0,016	0,016
		COM correção J_R	0,016	0,016	0,016	0,016	0,016	0,016
d_a instabil. (in)	SEM correção J_R	0,174	0,174	0,174	0,174	0,174	0,139	
	COM correção J_R	0,174	0,174	0,174	0,174	0,139	0,139	
* Limite TETA/PI recomendado para aplicação da formulação / tabelas desenvolvidas pelo EPRIGEE para trincas circunferenciais passantes submetidas a cargas aplicadas apenas do tipo Momento Fletor: 0,0625 <= TETA/PI <= 0,5								
L inicial (TETA/PI)	L inicial (in)	var. % L inicial em função Lvazam.	Momento máximo J-T (J_R sem correção) (in.lb)	Momento máximo DPFAD (J_R sem correção) (in.lb)	var. % M máximo J-T em função de M máximo de Lvazam.	d_a instabil. J-T (J_R sem correção) (in)	d_a instabil. DPFAD (J_R sem correção) (in)	
0,063	1,96	-69%	2.070.000	2.089.000	26%	0,283	0,174	
0,100	3,14	-50%	1.980.000	1.922.000	14%	0,402	0,174	
0,201	6,31	Lvazam.	1.454.000	1.526.000	-	0,516	0,174	
0,302	9,49	50%	1.076.000	1.102.000	-35%	0,293	0,174	
0,402	12,63	100%	724.100	727.700	-56%	0,139	0,174	
0,500	15,71	149%	498.500	497.700	-70%	0,091	0,139	



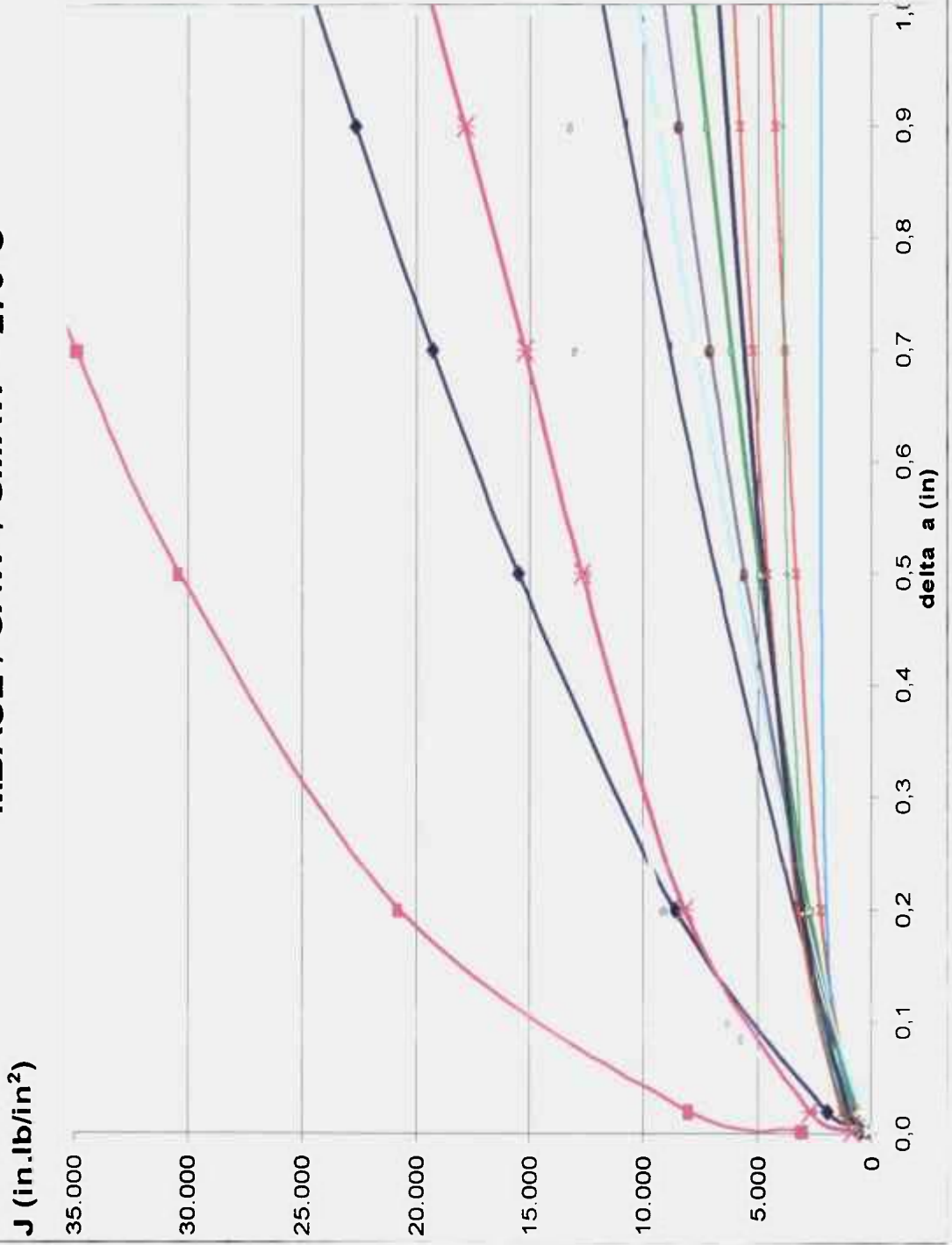
Momentos máximos (instabilidade) e d_a de instabilidade em função de L inicial

APÊNDICE E - CURVAS J_R E CURVAS TENSÃO-DEFORMAÇÃO REAIS (270°C) - CASOS DA LITERATURA (CL) – Metal BASE / SAW / SMAW - REFERÊNCIAS PARA SELEÇÃO DE MATERIAL DO CASO DE ESTUDO

Neste apêndice apresentam-se as curvas J_R e tensão-deformação reais resultantes do levantamento bibliográfico (Casos da Literatura) feito, considerando os materiais aplicáveis ao Caso de Estudo.

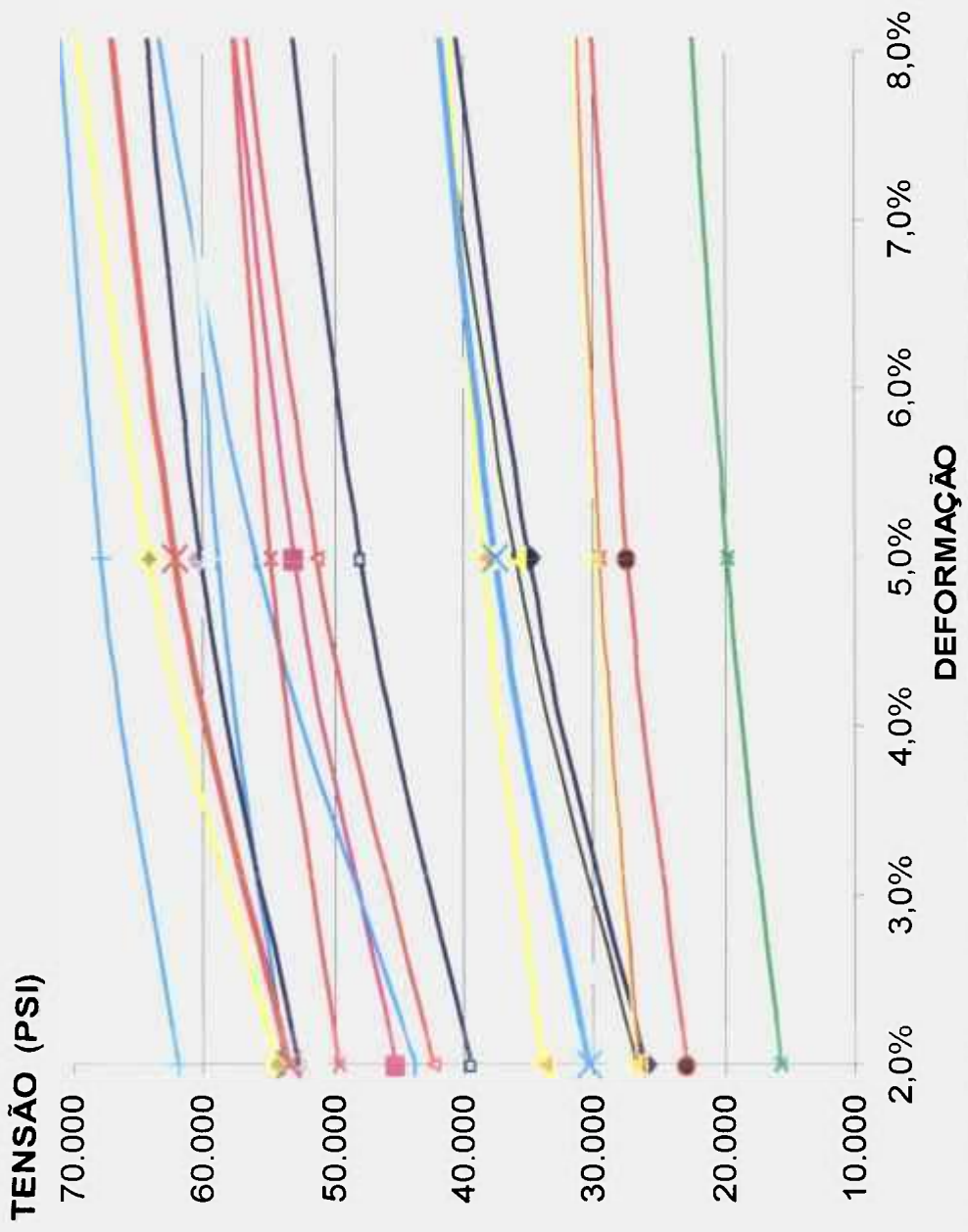
Destas curvas foram selecionadas aquelas que apresentavam as características requeridas para aplicação dos métodos considerados neste trabalho, considerando as condições inferiores (*LOWER BOUND*) ou as condições médias (*BEST FIT*).

CURVAS J_R (REF. BIBLIOGRÁFICAS e MÉDIAS) MBASE / SAW / SMAW - 270°C



- ◆ I21-MBASE-N.MIURA
- I21-MBASE-PSCOTT
- F-MBASE
- H-MBASE
- ◆ NSAC114-BIFUNCIONAL-MBASE
- ◆ MÉDIA-MBASE
- ◆ F-SAW
- ◆ INOX genérico-SAW
- ◆ J22-SAW-SRAHMAN
- ◆ K23-SAW
- ◆ L-SAW
- ◆ NSAC114-BIFUNCIONAL-SAW
- ◆ MÉDIA-SAW
- ◆ INOX genérico-SMAW
- ◆ H-SMAW
- ◆ NSAC114-BIFUNCIONAL-SMAW
- ◆ MÉDIA-SMAW

**CURVAS TENSÃO - DEFORMAÇÃO REAIS
(REF. BIBLIOGRÁFICAS e MÉDIAS)
MBASE / SAW / SMAW - 270°C**

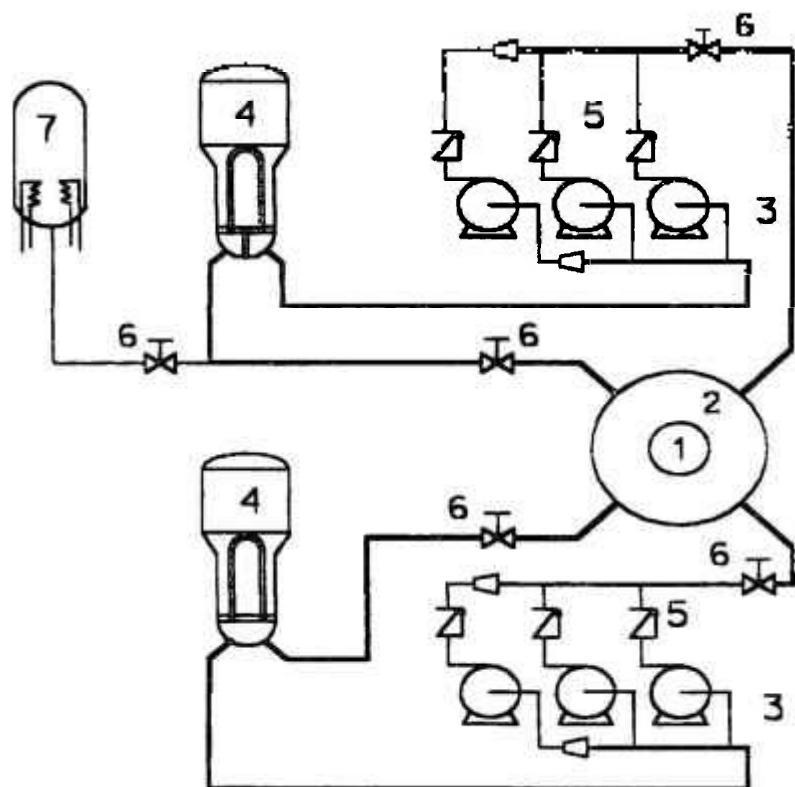


- I21-MBASE-N-MIURA
- I21MBASE--PSCOTT
- ◆ J22-MBASE-SRAHMAN
- ✱ J22-MBASE-NUREG4082
- K23-MBASE
- L-MBASE
- F-MBASE
- ▲ H-MBASE
- ✱ TP304SS2-MBASE
- ◆ NSAC114-MBASE-LB
- ◆ NSAC114-MBASE-BF
- TP304SS1-MBASE
- ✱ MÉDIA-MBASE
- F-SAW
- J22-SAW-SRAHMAN
- L-SAW
- ✱ NSAC114-SAW-LB e BF
- ✱ TP304SS-SAW
- MÉDIA-SAW
- H-SMAW
- ◆ NSAC114-SMAW-LB e BF
- ✱ MÉDIA-SMAW

APÊNDICE F - APLICAÇÃO DO CONCEITO *LBB* - CASO DE ESTUDO

Como citado anteriormente, o Caso de Estudo considerado neste trabalho refere-se à Instalação Nuclear a Água Pressurizada (*INAP*), desenvolvida pelo Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo (*CTMSP*). É uma instalação peculiar, já que é construída em terra, mas que se destina a qualificar um reator a ser empregado para a propulsão de um submarino, conforme esquema simplificado apresentado na FIG. F.1; apresentando limitações sérias de espaço físico disponível. A aplicação do conceito *LBB*, neste caso, é de extrema importância, devido aos aspectos descritos no capítulo 2.

No capítulo 5 são apresentados, de forma preliminar, os resultados relativos à implementação do conceito *LBB* para as tubulações do Caso de Estudo.



- | | |
|-------------------------|---------------------------|
| 1 - Reator | 4 - Gerador de Vapor |
| 2 - Tanque de Blindagem | 5 - Válvula de Retenção |
| 3 - Bombas do Primário | 6 - Válvula de isolamento |
| 7 - Pressurizador | |

FIGURA F.1 - Esquema simplificado do SRR da *INAP* - Caso de Estudo.

Foi feita uma avaliação parcial da aplicação do conceito *LBB*, a uma parte da tubulação do Sistema de Resfriamento do Reator (**SRR**) da INAP, a ser executada em aço inoxidável austenítico, visto que foram utilizados apenas os métodos e carregamentos de momentos fletores em tubulações contendo trincas circunferenciais passantes, considerados neste trabalho. Para se fazer uma avaliação completa deverão ser estabelecidos e qualificados métodos para outras condições de carregamento. Esta avaliação poderá ser feita seguindo a filosofia exposta neste trabalho.

A descrição geométrica espacial do modelo do SRR é baseada no isométrico das linhas e nos desenhos de arranjo dos componentes gerados no programa *PDMS (Plant Design Management System)*. Em nosso trabalho, o modelo básico usado para determinar os carregamentos na tubulação é um modelo integrado do SRR.

As cargas mecânicas de projeto, utilizadas em nosso trabalho para as análises das tubulações do SRR da INAP foram:

- **Peso** próprio do tubo, fluido, isolamento, válvulas, acessórios e outras cargas permanentes impostas à linha, durante a operação do sistema;
- **Pressão** de operação Normal no interior da tubulação;
- **Expansões térmicas** que ocorrem nos pontos de ancoragem da tubulação considerando a temperatura de operação Normal do circuito primário; e
- **Sismo (*SSE*)** atuante sobre as tubulações.

Os carregamentos definidos neste trabalho, foram os aplicados ao trecho da perna quente do circuito primário entre os pontos de ancoragem referentes ao bocal de saída do reator e ao bocal de entrada de um dos geradores de vapor da INAP. Utilizou-se o código computacional *PIPESTRESS* reconhecidamente aplicável à análise de tensões na área nuclear.

As condições de operação Normal do Caso de Estudo são: $P_0 = 138 \text{ bar}$ e $T_0 = 280 \text{ }^\circ\text{C}$.

Os carregamentos devidos ao *SSE* foram obtidos a partir dos valores dos espectros de resposta definidos para a laje de fundação do prédio onde está instalada a Contenção Nuclear da INAP visto que, até o presente momento, não foram calculados os efetivos valores das acelerações nos pontos correspondentes à localização física dos componentes que executam a ancoragem da tubulação do SRR. Não é possível, portanto, avaliar se essa consideração reflete a situação onde o carregamento será mais desfavorável.

As máximas tensões fornecidas pelo código *PIPESTRESS* ocorreram em um ponto "A", representando uma união entre trecho reto de tubulação e uma curva.

Na TAB. F.1 apresentam-se as forças e momentos fletores associados a este ponto, calculados pelo código *PIPESTRESS*.

TABELA F.1 – Forças axiais e momentos fletores calculados no ponto "A" - Código *PIPESTRESS* - Operação Normal e *SSE* – Caso de Estudo

Carregamento	F _x N	F _y N	F _z N	M _x N.m	M _y N.m	M _z N.m
Térmica	31.418	-4.239	-805	-928	-18.724	20.720
Peso Próprio	-1.624	-14.715	-151	3.978	587	5.475
<i>SSE</i>	7.602	6.579	6.312	3.075	3.381	2.650

Definida a configuração geométrica da tubulação do Caso de Estudo e o sistema de coordenadas adotado para execução dos cálculos, executaram-se as combinações dos carregamentos apresentados na TAB. F.1 seguindo a orientação dada no *STANDARD REVIEW PLAN 3.6.3 (1987)* e *NSAC/114 (1987)*. Obteve-se como resultado, para o ponto "A", os valores de carregamentos combinados indicados na TAB F.2.

Os valores resultantes para as condições de **operação Normal + *SSE*** e **Excessiva** (1,414 x (operação Normal + *SSE*), foram utilizados para a **avaliação da tubulação trincada**, utilizando-se os métodos considerados neste trabalho.

Os valores para a condição de **operação Normal**, foram utilizados para as **estimativas de taxas de vazamentos através da trinca com o uso do código *PICEP***, conforme descrito neste mesmo apêndice.

TABELA F.2 – Carregamentos adotados para previsão de taxas de vazamentos e
Avaliação da tubulação trincada no ponto “A” – Caso de Estudo

Carregamento CONDIÇÃO	Força Axial N	Momento Fletor N.m (2)	Pressão MPa (2)	Momentos Fletores Equivalentes (F. Ax.+M. Fl.+Pr.) TOTAL N.m (1)
Normal NOR	15.146	23.769	13,0	-
NOR+SSE	22.455	28.293	13,0	49.649
Excessiva 1,414 x (NOR+SSE)	31.751	40.006	18,4	70.204

(1) Foi adotada a combinação simultânea de tensões devidas a todos os carregamentos impostos.

(2) De acordo com a *NUREG-1061-Vol. 3 (1984)* ao se aplicar métodos simplificados de avaliação de tubulações trincadas baseados nas formulações e tabelas desenvolvidas pelo *EPRI*, os valores de momentos máximos obtidos são muito similares, caso fossem consideradas a combinação simultânea de tensões devidas aos carregamentos de pressão (indutora da tensão axial) e de momento fletor ou apenas as tensões devidas somente ao carregamento de momento fletor; desde que, nestes casos, os valores de tensão axial P_m sejam menores que $S_m/2$, ou seja, metade da tensão admissível pelo código *ASME*.

Estudos do *EPRI* demonstraram que para a **previsão da taxa de vazamentos**, no caso de trincas circunferenciais passantes, a utilização dos parâmetros obtidos a partir de curvas tensão-deformação médias (*BEST FIT*) considerando-se pequenas deformações, relativas ao metal BASE ou solda são mais adequados, proporcionando a obtenção de resultados mais conservadores de taxas de vazamento do que a utilização de parâmetros oriundos de curvas tensão-deformação limite inferior (*LOWER BOUND*). Com a adoção de curvas médias, o material é considerado mais rígido com abertura de trinca menor, resultando em uma dimensão da trinca associada ao vazamento detectável (LSC_1) maior.

A metodologia empregada para a previsão de vazamentos é aquela considerada no código *PICEP*, que usa um modelo de transferência de calor (escoamento bifásico) em combinação com a mecânica da fratura (área de abertura da trinca), podendo-se obter o valor da LSC_1 considerando-se a condição de operação Normal.

As propriedades de materiais do metal BASE e soldas do tipo *SAW* e *SMAW* consideradas no Caso de Estudo, para a estimativa da taxa de vazamentos da trinca com a utilização do código *PICEP*, referentes ao ensaio de tração com valores *BEST FIT*, estão apresentadas na TAB. 4.8 e os carregamentos estão apresentados na TAB. F.2. Deve-se observar que o código *PICEP* já calcula automaticamente os esforços causados pela pressão do fluido no interior das tubulações.

De acordo com o exposto na seção 2.2, o valor de **1,9 litros/minuto (0,5 gpm)** correspondendo a uma taxa de $0,11 \text{ m}^3/\text{hora}$ no período máximo de uma hora, é considerado um valor conservador, para a taxa de vazamento detectável, em uma tubulação com diâmetro superior a 100 milímetros (4 polegadas), sob condições de operação Normal e no interior da Contenção Nuclear em instalações *PWR* convencionais.

Assumindo-se, preliminarmente, que o sistema de monitoração de vazamento a ser instalado na INAP seja capaz de detectar a taxa de **1,9 litros/minuto** e usando-se a margem de segurança igual a 10 conforme exposto na seção 2.2, pode-se obter o tamanho de trinca LSC_1 associado ao vazamento detectável como **19 litros/minuto (5 gpm)**, aplicando-se o código *PICEP*.

Conhecidas as condições de operação do fluido no interior da tubulação, o código *PICEP* permite definir curvas que relacionam a vazão com diferentes comprimentos de trincas para os materiais considerados. O resultado mais crítico em nosso trabalho, considerando-se trincas circunferenciais passantes, obtido por meio do uso do código *PICEP*, é mostrado na FIG. F.2.

Na TAB. F.3 estão registrados valores de LSC_1 , calculados por meio da utilização do código *PICEP*, para o ponto "A" da tubulação *SCH* 160S com diâmetro nominal de 10", em uma das pernas quentes do SRR da INAP, considerando alguns dos materiais possíveis de serem utilizados neste ponto.

TABELA F.3 - Comprimentos de trincas (LSC_1) considerando a taxa de vazamento de 19 litros/minuto (5 *gpm*) no ponto "A" - Condição de Operação Normal - Código *PICEP* - Caso de Estudo

MATERIAL	COMPRIMENTO DE TRINCA = LSC_1 mm (polegadas)	
	COM TAXA de VAZAMENTO = <u>19 litros/minuto (5 <i>gpm</i>)</u>	
metal BASE	149,9	(5,9")
<i>SAW</i>	160,0	(6,3")
<i>SMAW</i>	160,0	(6,3")

Como esperado, o valor de LSC_1 para o metal BASE é menor do que os valores das soldas *SAW* e *SMAW*, visto que estes últimos apresentam valores de tensão mais elevados que o metal BASE para o mesmo valor de deformação sendo, portanto, mais rígidos, como pode ser observado nas respectivas curvas tensão-deformação na condição *BEST FIT* apresentadas na FIG. 4.3.B.

Adota-se neste trabalho, na aplicação dos métodos simplificados (J-T – *DPFAD* – R6) para todos os materiais utilizados no Caso de Estudo, o maior valor da dimensão da trinca obtida correspondente a um vazamento de 19 litros/minuto no ponto "A".

Portanto, $L_{\text{vazamento}} = LSC_1 = 160,0 \text{ mm (6,3")}$, que corresponde ao valor de $\theta/\pi = 0,20$ e será adotado em nosso trabalho, para a geometria em questão.

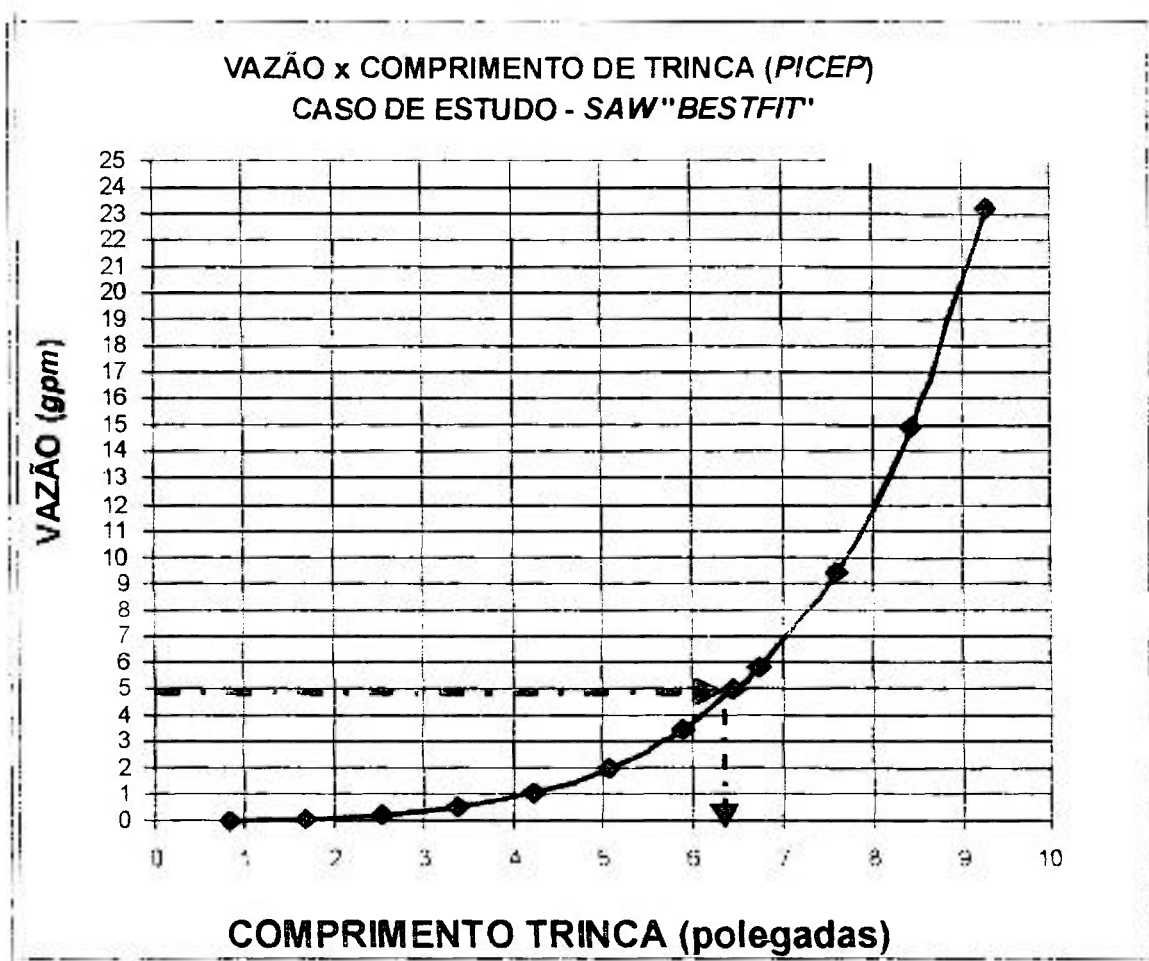


FIGURA F.2 – Curva de taxas de vazamentos x comprimentos de trinca – Código *PICEP* - Tubulação com diâmetro nominal de 10" - *SCH160S* – Solda *SAW* em Aço Inoxidável SA-358 tipo 316L – Carregamento: Operação Normal – Curva tensão-deformação na condição *BEST FIT* – Caso de Estudo

A partir dos dados fornecidos pela curva da FIG. F.2, é possível fazer-se uma associação dos pares de pontos apresentados, por meio de uma curva exponencial do tipo: $VAZÃO = a \times (COMPRIMENTO DE TRINCA)^b$.

Pode-se notar visualmente na FIG. F.2, a tendência do acentuado incremento da inclinação da curva, implicando em um aumento muito maior dos valores de vazamentos, proporcionalmente ao aumento do comprimento da trinca. Como exemplo, no caso, considerando um aumento de comprimento de trinca da ordem de 50% do comprimento da trinca referente ao vazamento de 5 *gpm*, resultaria em uma variação percentual bem maior, da ordem de 360%, na vazão estimada através desta nova trinca

com comprimento aumentado. Este último percentual corresponde à variação de vazão de 5 *gpm* para 23 *gpm*.

Deve-se ainda considerar que, em função das reduzidas dimensões da Contenção da INAP em relação a Contenções nucleares de *PWR* convencionais, se por ventura vierem a ocorrer vazamentos com taxa da ordem de 0,11 m³/hora (0,5 *gpm*), os mesmos devem provocar mudanças de pressão, temperatura, umidade ou nível de radiação que serão mais fácil e rapidamente detectáveis e quantificados. Se isto ocorrer em período de tempo inferior a uma hora, facilita-se a aplicação do conceito *LBB*.

Adicionalmente, observa-se que o subsistema de Injeção da INAP é o responsável pela reposição de água desmineralizada no Circuito Primário da INAP para compensar perdas de até 1 m³/h. Esta operação é mantida até que sejam identificados e/ou eliminados os vazamentos mas não deve, no entanto, se estender por longos períodos. No caso de perdas com vazões inferiores a 1 m³/h, a operação é realizada de forma intermitente por pequenos períodos de tempo. O controle da necessidade de injeção de água desmineralizada para repor perdas no Circuito Primário é feito pelo controle de nível do Pressurizador, que alarma o “*set point*” de nível baixo no painel de controle central da planta.

Já perdas de refrigerante em volumes superiores a 1 m³/h deverão ser controladas automaticamente pelo sistema de proteção da planta a partir da constatação da queda de pressão no primário, simultaneamente com aumento de pressão e/ou radioatividade no interior da Contenção. Em qualquer destes casos, o sistema de proteção desliga automaticamente o reator e abre as válvulas que ligam os tanques de compensação do Sistema de Resfriamento de Emergência ao Circuito Primário, iniciando a injeção de refrigerante nas pernas frias, por gravidade. Ao mesmo tempo, bombas de alta e baixa pressão deste mesmo sistema são acionadas e colocadas em prontidão para iniciar, a partir de tanques de inundação, a injeção de água borada no circuito primário assim que for atingida uma pressão mínima estabelecida em projeto. Encerrada a injeção de água borada no circuito primário, deve entrar em operação o subsistema de remoção de calor residual para levar a planta a um novo estado estacionário seguro.

ANEXOS

ANEXO A - CÓDIGO *PICEP*

O Código *PICEP* (*Pipe Crack Evaluation Program*) foi desenvolvido pelo *EPRI* e é uma das ferramentas utilizadas para a estimativa de vazamentos em trincas circunferenciais passantes em tubulações.

Para o cálculo das taxas de vazamentos, o código utiliza a teoria de escoamento crítico homogêneo não equilibrado (**HENRY, R. E., 1970**), com diversas alterações para levar em conta aspectos relativos às características da trinca e condições do fluido (**CHEXAL, B., et al., 1984**). Este código tem sido validado extensivamente por meio de simulações computadorizadas, testes laboratoriais e eventos em plantas existentes envolvendo vazamentos de fluidos (**BEAUDOIN, B. F., et al., 1990**).

O código requer, na sua aplicação, para efetuar o cálculo da taxa de vazamentos, a definição da curva tensão-deformação na condição média (*BEST FIT*), referente ao metal de BASE e/ou de solda do componente a ser avaliado. As cargas utilizadas para executar este mesmo cálculo correspondem às cargas na condição de operação Normal da instalação.

Para aplicação do código são necessárias adicionalmente informações tais como: condições termo-hidráulicas de operação, condição do fluido (ex: líquido sub-resfriado, água saturada etc.), algumas propriedades mecânicas do material da tubulação, geometria da tubulação, tipo e características da trinca considerada etc. (**NSAC/114, 1987**).

O código apresenta os resultados dos cálculos de vazamentos na forma de uma curva de taxas de vazamento em função dos comprimentos de trincas.

Com a aplicação deste código também é possível se realizar o cálculo da área de abertura da trinca e do tamanho da trinca crítica associada à carga limite suportada pela tubulação em análise. Na análise realizada pelo *PICEP* é utilizado o método da carga limite que consiste em se admitir que a falha por colapso plástico ocorre antes da propagação da trinca. Neste caso utilizam-se os valores mínimos (*LOWER BOUND*) das propriedades obtidas no ensaio de tração do material.

ANEXO B - OBTENÇÃO DO PARÂMETRO H_I - MANUAL *EPRI*

Neste anexo, apresenta-se um exemplo (FIG. B.1) contendo curvas parametrizadas para obtenção do valor do parâmetro H_I aplicado nas formulações do manual do *EPRI* (ZAHOOR, A., 1989).

O exemplo apresentado refere-se à figura 2.4 da página 2-11 obtida neste manual em sua Seção 2.2, aplicável a trincas circunferenciais passantes submetidas a momento fletor, considerando a relação $R/t = 5$.

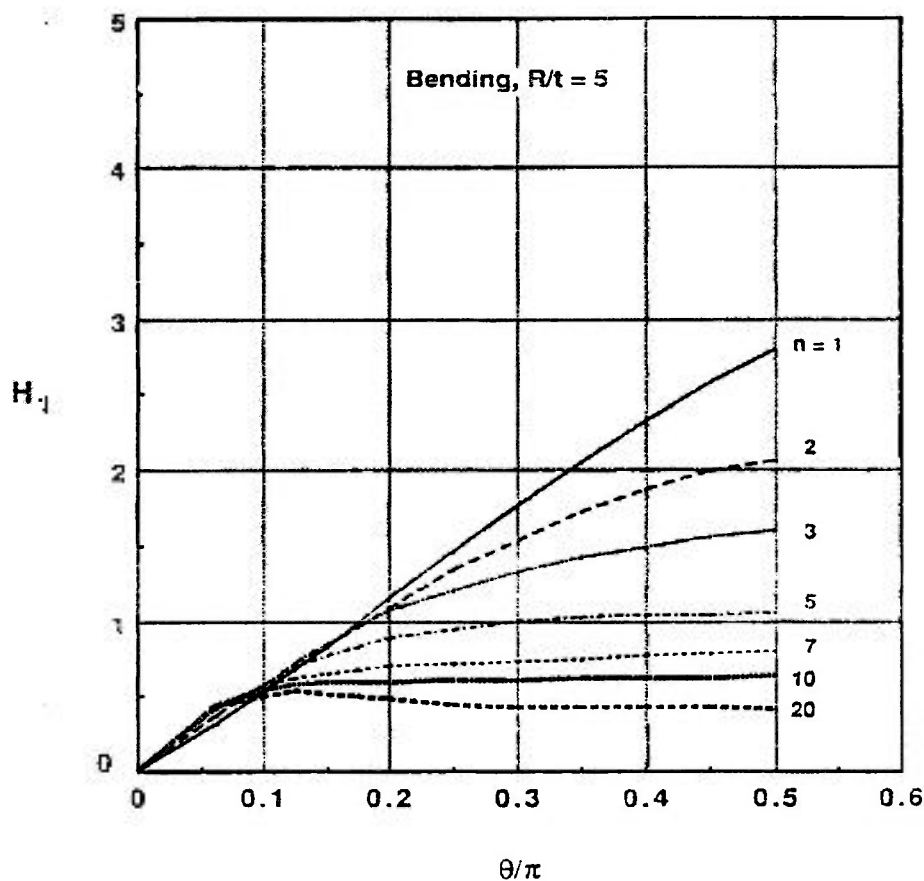


FIGURA B.1 - Exemplo de curvas parametrizadas em n e θ/π para obtenção do valor do fator H_I , para a relação $R/t = 5$ - Manual do *EPRI* (ZAHOOR, A., 1989)

ANEXO C - ESCOLHA DE PONTOS POSTULADOS PARA RUPTURA DA TUBULAÇÃO

De acordo com o descrito no *STANDARD REVIEW PLAN 3.6.3 (1987)*, todos os potenciais pontos de ruptura de tubulação devem ser analisados.

Na seção 3.6.2, no *Branch Technical Position MEB 3-1*, da *NUREG-0800-SRP (1987)*, são apresentados os critérios para seleção dos pontos postulados para ruptura e trincas em tubulações de sistemas contendo fluidos a alta energia.

Rupturas em tubulação Classe de Segurança 1 (CS-1), atendendo a Seção III do Código *ASME*, devem ser postuladas nas seguintes localizações em cada circuito de tubulação principal ou de derivação:

- (a) nas extremidades ⁽¹⁾;
- (b) nos seguintes pontos intermediários arbitrários:
 - em quaisquer localizações intermediárias onde a variação de tensão máxima, quando calculada pela equação (10), do parágrafo NB-3653 e / ou (12) ou (13), ambas do parágrafo NB-3653.5, exceder $2,4 S_m$;
 - em quaisquer localizações onde o fator de uso cumulativo exceder 0.1; e
 - caso duas posições intermediárias não possam ser determinadas pelos dois itens acima, devem ser selecionadas duas posições de maior tensão baseadas na equação (10), do parágrafo NB-3653. Caso a tubulação principal tenha somente uma mudança ou nenhuma mudança de direção, uma única posição intermediária pode ser postulada.

Onde:

- (1) extremidades: são definidas como sendo as extremidades da tubulação conectadas a componentes ou pontos de ancoragem da tubulação que agem como restrições rígidas ao movimento e expansão térmica das mesmas. De uma forma geral, o ponto de conexão entre a tubulação principal e uma ramificação desta tubulação, será considerada uma extremidade para esta ramificação.

Como resultado da re-análise da tubulação, as posições de maiores tensões podem ser deslocadas. No entanto, as posições de rupturas intermediárias determinadas inicialmente não precisam ser alteradas, a menos que exista uma das seguintes condições:

- (i) variações máximas de tensão ou fatores de uso cumulativo excedem os níveis limiares dos itens (b) ou (c) acima;

- (ii) é requisitada uma mudança nos parâmetros da tubulação tais como: grandes diferenças no tamanho da tubulação, espessura da parede e percurso;
- (iii) rupturas em novas localizações de maior tensão estão significativamente distantes das posições originais e resultam em conseqüências aos sistemas relacionados à segurança, requisitando proteção adicional de segurança.

Em tais condições, as novas posições de maior tensão devem ser as posições intermediárias de ruptura.

Observações feitas durante diversos anos de operação indicam que as falhas geralmente ocorrem nos pontos de alta concentração de tensões e pontos sujeitos a fadiga e também associadas a eventos não previstos no projeto original da tubulação. Com base nestes aspectos a **NUREG-1061-Vol.3 (1984)** questiona a necessidade de se postular rupturas nos pontos intermediários arbitrários descritos anteriormente, pois esta exigência não traz nenhuma vantagem quanto a garantir um aumento na segurança da planta. Ao contrário, por vezes, dispositivos de proteção contra o chicoteamento de tubulações podem introduzir aspectos negativos para a operação da planta como, por exemplo, as decorrentes complicações no projeto da tubulação; fatores adicionais de custo de implantação; ampliação de áreas restritas para execução das inspeções em serviço; perda de calor para o meio ambiente e tensões térmicas não esperadas.

A **NUREG-1061-Vol.3 (1984)**, sugere que a seção 3.6.2 da **NUREG-0800-SRP** seja revisada, eliminando-se os requisitos relativos à rupturas nos pontos intermediários arbitrários e sejam definidos critérios para a qualificação dos equipamentos e componentes vizinhos a estas tubulações.

Em nosso Caso de Estudo seguiremos a recomendação da **NUREG-1061-Vol.3 (1984)** considerando, portanto, como pontos postulados para a existência de trincas passantes, o local onde exista a mais desfavorável combinação entre valores de tensão e valores de propriedades do metal BASE e das soldas.

Na seção 6.2 da **NUREG/CR-6765 (2002)** é apresentada uma sugestão de extensão dos pontos postulados para a existência de trincas em tubulações, visando à aplicação do conceito *LBB*, além do critério geral exposto na **NUREG-1061-Vol.3 (1984)**.

ANEXO D - COMPORTAMENTO DOS MATERIAIS CONSIDERADOS

Os metais em geral podem ter seu comportamento à fratura definido de acordo com mecanismos denominados frágil ou dúctil ou por uma composição entre ambos. O tipo de comportamento observado depende de diversas variáveis, tais como a microestrutura do material e o tipo de tensão predominante na ponta da trinca. Nos componentes com baixa tenacidade, o mecanismo de falha predominante é a fratura frágil, envolvendo a separação estrutural, preferencialmente ao longo de planos cristalográficos denominados planos de clivagem. Esta separação ou superfície de fratura é denominada transgranular. Quando os contornos dos grãos são o caminho preferencial da trinca, a ruptura é denominada intergranular (FIG. D.1). Para materiais com alta tenacidade, a falha é governada pelas propriedades de escoamento dos mesmos, usualmente falhando devido a defeitos microscópicos que propiciam a nucleação, crescimento e coalescência de vazios originários por estes defeitos, na maior parte, constituídos por inclusões e precipitados de outras fases.

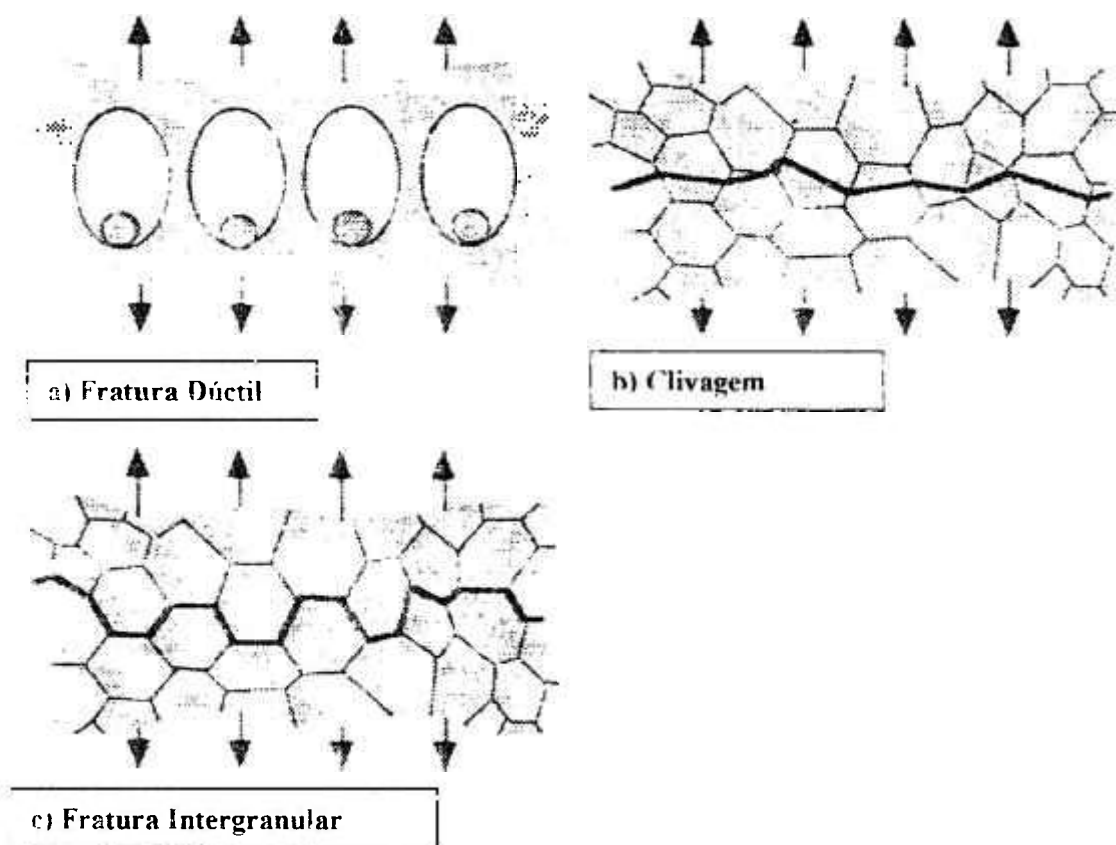


FIGURA D 1 - Micromecanismos de fratura em metais (ANDERSON, T. L., 1995)

No caso dos materiais dúcteis, com o aumento das deformações e tensões atuantes, os vazios tendem a crescer e a se coalescer. A FIG. D.2, ilustra esquematicamente o crescimento e coalescência de vazios microscópicos. Em função de determinadas condições do estado de tensões atuantes, nota-se que as deformações plásticas se concentram ao longo de uma carreira de vazios e uma redução na área de metal resistente se produz levando ao início do processo de avanço da trinca.

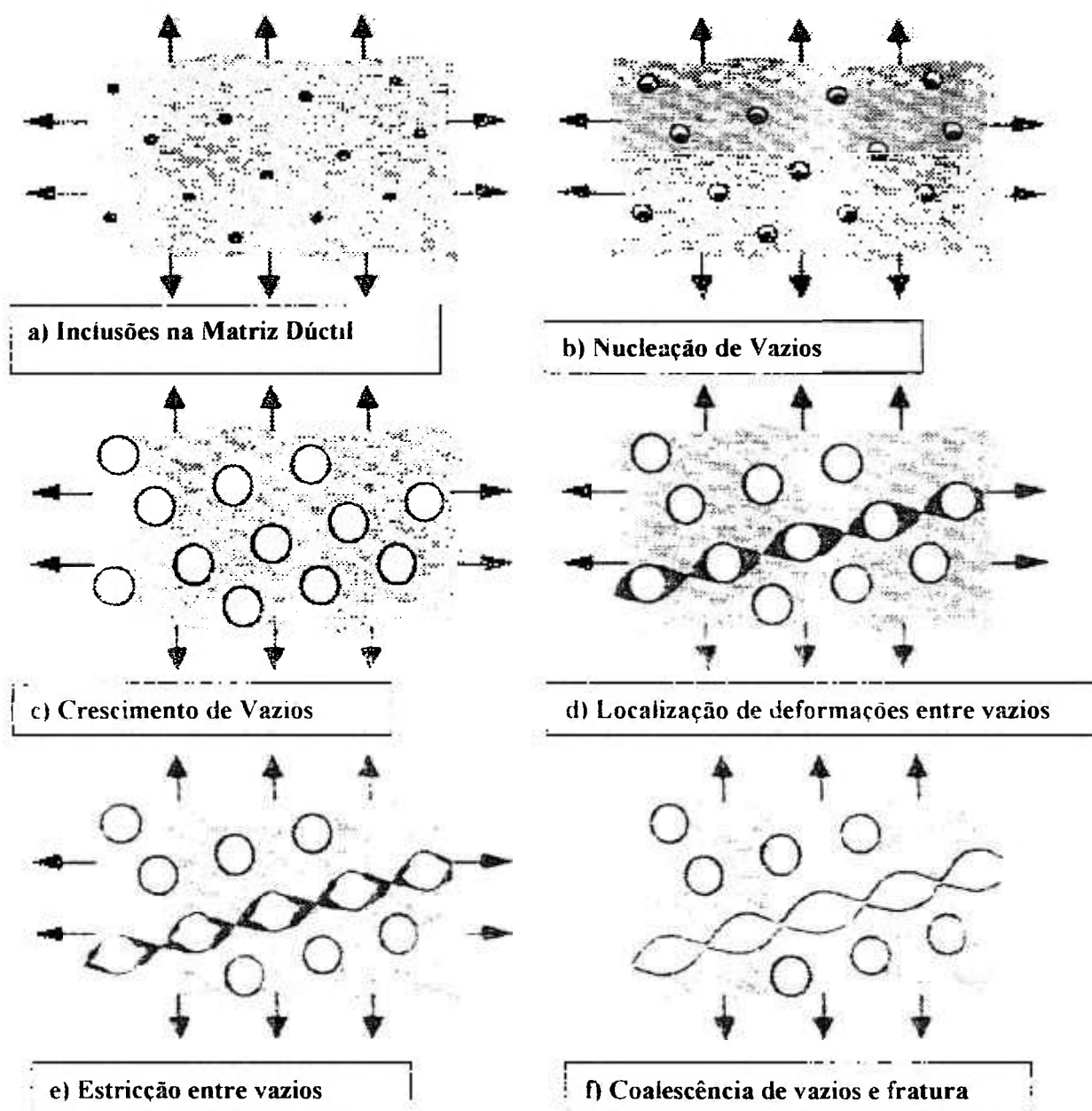


FIGURA D.2 - Nucleação, crescimento e coalescência de vazios em metais dúcteis

(ANDERSON, T. L., 1995)

Além da influência da velocidade de carregamento e da temperatura, de acordo com RUGGIERI, C.; DODDS, R. H. (1996), a inclinação inicial (dJ/da) tipicamente acentuada e crescente de Curvas J_R ocorre quando as propriedades de escoamento do material, aspectos metalúrgicos, geometria, modo de carregamento se combinam para desenvolver altas tensões na ponta da trinca e nas pequenas áreas à frente, onde os processos em escala microscópica descritos anteriormente se desenvolvem. Nos momentos iniciais de evolução da trinca, existe pouca quantidade de vazios e da ordem de 1 a 2 vazios interagindo com a ponta da trinca. A tendência de redução da inclinação da curva J_R é observada quando ocorre um aumento significativo desta área à frente da ponta da trinca, onde já existe uma maior quantidade de vazios e muitos destes vazios estão em plena fase de crescimento.

Quando o crescimento de uma trinca em material dúctil se inicia, este material raramente falha imediatamente. Portanto, a resistência à fratura dúctil é melhor quantificada com a completa definição da curva J_R , a partir do valor de iniciação do crescimento da trinca .

O tipo de comportamento dos materiais dúcteis, onde a zona plástica na ponta da trinca aumenta com o avanço do crescimento desta, usualmente leva a uma curva J_R ascendente.

Os aços inoxidáveis austeníticos não sofrem influência significativa dos efeitos da anisotropia, com referência aos valores de sua resistência à fratura, devido ao fato de que a orientação cristalográfica dos grãos terem um alto grau de aleatoriedade.

Outro fator que influencia significativamente a resistência à fratura refere-se ao processo de conformação mecânica, empregado para dar o formato ao componente semi-acabado. O processo que venha a induzir deformações em direções não preferenciais, como ocorre, por exemplo, no processo de forjamento, é bem mais favorável que o processo de laminação, pois aumenta a aleatoriedade das orientações cristalinas dos grãos.

Estes materiais apresentam *comportamento plástico*; isto é, quando a tensão atuante σ exceder o limite de escoamento σ_{ys} , ocorrem deformações plásticas permanentes no material; após o carregamento e posterior descarregamento, o material sofre variação com relação à sua forma original.

Na maioria dos aços de componentes submetidos a esforços, as tensões e

deformações variam linearmente no carregamento inicial até que se atinja o ponto de escoamento $S_y = \sigma_{ys}$, a partir do qual o material exibe um desvio da proporcionalidade linear entre tensão e deformação. Para obtenção do valor de S_y , adota-se um desvio expresso em termos de deformação; geralmente tomado como sendo de 0,2% de deformação medida a partir da origem do diagrama tensão-deformação, traçando-se uma paralela à reta representativa do comportamento linear puro do material. Depois do escoamento, o material exibe uma resposta não linear, ocorrendo encruamento e deformação plástica. Até que ocorra algum tipo de redução em alguma seção transversal, a deformação é essencialmente uniforme. Note-se que as tensões necessárias para aumentar a deformação a partir do ponto de escoamento, em materiais dúcteis, continuam a crescer além do limite de proporcionalidade, pois o material está sendo submetido ao fenômeno físico de encruamento (*strain hardening*). A taxa de encruamento de um material está associada à inclinação da curva tensão-deformação. Se a carga for removida antes da ruptura do material, o comportamento de descarregamento é aproximadamente elástico, como mostrado na FIG. D.3 (apesar de existir um leve desvio da elasticidade conhecido como histerese, que normalmente é ignorado quando se considera o comportamento estrutural). Se o material for posteriormente carregado, a resposta permanece aproximadamente elástica até que se chegue ao mais alto nível de tensão anteriormente alcançado. Portanto, o limite elástico encontrado no carregamento inicial deve ser encarado somente como escoamento inicial.

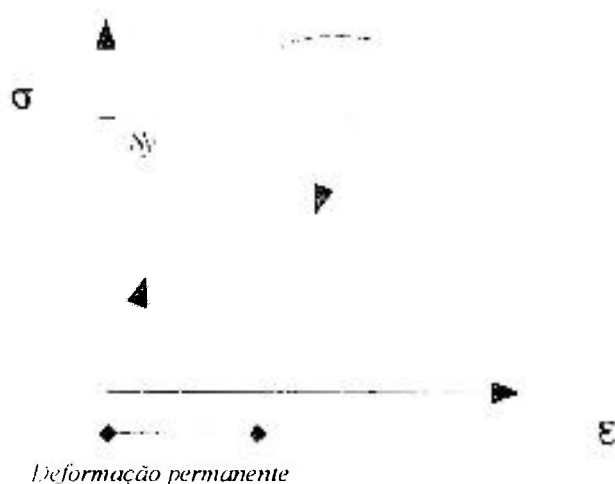


FIGURA D.3 - Descarregamento em material deformado plasticamente

Nas avaliações do comportamento estrutural no domínio plástico e para propósitos de análise de tensões, o fenômeno de encruamento não linear é freqüentemente simplificado. Adota-se um modelo idealizado; em particular, um modelo de encruamento bilinear e seu caso especial de plasticidade perfeita (FIG. D.4).

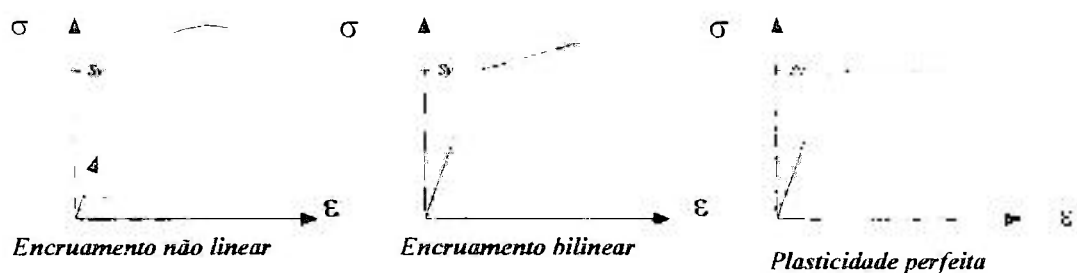


FIGURA D.4 - Modelos simplificados de curvas tensão-deformação

No modelo de plasticidade perfeita presume-se o caso extremo no qual o material sofre fluxo plástico ilimitado (em teste de tração) quando o limite de escoamento é atingido; diz-se que o material é perfeitamente dúctil.

Em aplicações da mecânica da fratura em tubulações, valores típicos de resistência à fratura obtidos por meio de processos de teste quase estáticos, são usados também na análise de carregamentos sísmicos que, além de dinâmicos, são cíclicos.

Visando estudar o comportamento dos materiais quanto à influência deste tipo de carregamento na resistência ao crescimento de trincas, foram realizados estudos e testes, que objetivaram também investigar a aderência entre os resultados dos experimentos realizados com tubulações com aqueles realizados com corpos de prova. No decorrer da execução do programa *IPIRG-1 (1997)*, foram desenvolvidos estudos analíticos e testes de carregamentos cíclicos em tubulações contendo trincas circunferenciais passantes (WILKOWSKI, G. M., et al. 1994 e SCOTT, P., et al. 1994). Como parte do programa *IPIRG-2 (1997)*, uma série experimentos envolvendo o uso de corpos de prova C(T) foram realizados, utilizando-se as mesmas corridas de materiais de tubulações testadas no programa *IPIRG-1 (1997)* com condições similares de carregamento.

Os trabalhos realizados demonstraram que carregamentos cíclicos durante a fase de rasgamento dúctil estável reduzem a capacidade dos componentes em suportar os

carregamentos impostos aos mesmos e que a tenacidade à fratura dos materiais foi a mais severamente degradada nos casos de aplicação de carregamentos cíclicos, onde o valor da razão entre a mínima e a máxima carga atuantes, definidas pelo parâmetro R , for igual a -1 . O parâmetro $R = -1$ significa dizer que, durante o carregamento cíclico, o valor da carga mínima é igual ao valor da carga máxima com sinal negativo. Outro fato comprovado é que tanto experimentos realizados com tubulações quanto ensaios com corpos de prova C(T) apresentaram a mesma relativa degradação da tenacidade, considerando a aplicação dos carregamentos cíclicos, usando o parâmetro $R = -1$.

Baseado nos resultados destes trabalhos, **RUDLAND, D. L.; WILKOWSKI, G. M. (1996)**, apresentaram curvas J_R comparativas entre carregamentos monotônicos ($R = 1$) e diferentes carregamentos cíclicos em tubo com diâmetro de 6 polegadas SCH 120S e em corpos de prova C(T) "A23" (FIG. D.5), executados em aço inoxidável austenítico tipo 304 a 288°C, para determinados valores do parâmetro R e para diferentes quantidades de ciclos, impostos ao C(T) após o início da propagação da trinca. Estes testes de carregamentos cíclicos foram todos realizados com incremento de deslocamento de $0,1 \delta_i$. O valor de deslocamento δ_i é aquele no qual ocorria a propagação inicial da trinca, a qual só seria atingida após terem sido completados 10 ciclos iniciais, sendo obtida por meio de teste com carregamento monotônico (uniforme).

Pode-se notar, da observação desta figura que, de forma geral para o aço austenítico em questão, o valor da tenacidade decresce em função da diminuição do valor do parâmetro R , atingindo o seu valor mínimo para o valor $R = -1$ e também que, fixado o valor do parâmetro R , quanto maior o número de ciclos após a iniciação da trinca, menor será o valor da resistência à fratura do material. Deve-se observar também que, à medida que o valor do parâmetro R tende a zero, o valor de J_{Ic} obtido a partir dos corpos de prova C(T) também aumenta.

De forma geral, os testes com corpos de prova C(T) demonstram, de forma bastante razoável, a previsão de decréscimo no valor de tenacidade sob a influência de carregamentos dinâmicos.

A partir das relações J_{cyc} / J_{mono} para os testes realizados com corpos de prova C(T) e tubulações sujeitas a carregamentos dinâmicos constatou-se nos trabalhos realizados que, para o aço austenítico tipo 304, os valores de J_{Ic} obtidos para os corpos de

prova C(T) foram um pouco maiores que os valores obtidos nos experimentos com as tubulações com estes tipos de carregamentos, e que todas as declividades das curvas J_R (dJ/dA) referentes aos corpos de prova, apresentam valores menores do que os valores obtidos para as tubulações.

Pode-se portanto, inferir, com certa precisão, que o relativo decréscimo em resistência obtidos nos testes com corpos de prova C(T), serão os observados nos testes com tubulações, para este tipo de carregamento. Portanto, se um teste monotônico de tenacidade à fratura de uma tubulação for conhecido, deve-se conduzir um simples teste com corpo de prova C(T) com um determinado histórico de carregamento cíclico, para se obter uma estimativa do decréscimo de resistência na tubulação em análise com mesmo histórico de carregamento e contendo trinca circunferencial passante.

Na execução de seus trabalhos, **RUDLAND, D. L.; WILKOWSKI, G. M. (1996)**, executaram comparações entre os momentos de iniciação e máximos, obtidos a partir dos experimentos e calculados por meio do uso de alguns dos métodos de análise citados anteriormente, tais como: *GE / EPRI*, *NSC (Net Section Collapse)*, considerando os carregamentos cíclicos e monotônicos, para os corpos de prova C(T) e tubulações consideradas. Da observação dos resultados por eles obtidos ficou demonstrado que os momentos resultantes de carregamentos cíclicos eram insensíveis às curvas J_R utilizadas; ou seja, mesmo o uso de curvas J_R monotônicas davam resultados aproximadamente iguais aos casos de uso de curvas J_R cíclicas; isto se deve essencialmente ao nível de dispersão dos resultados e conservadorismo existente com uso das metodologias citadas. Sugeriram, portanto, que a curva J_R de um corpo de prova C(T) sujeito a carregamento monotônico, pode ser utilizada para prever a resposta de uma tubulação de 06 polegadas de diâmetro sujeita a carregamento cíclico. No entanto, o uso da curva J_R monotônica provavelmente não será capaz de prever o deslocamento da tubulação na carga máxima, uma vez que a maior diferença entre testes com carregamentos monotônicos e cíclicos reside nos deslocamentos; por exemplo, os deslocamentos à carga máxima foram significativamente menores quando submetidos a carregamento cíclico, demonstrando perda de tenacidade. Outra conclusão resultante destes estudos é que, para tubulações de maiores diâmetros, os efeitos de carregamento cíclicos na tenacidade será a redução das cargas, tanto iniciação como máximas.

Também em **OLSON, R., et al. (1997)** recomenda-se, em função de estudos feitos, que se adote o uso do parâmetro **R** com valor igual a **- 1**, de forma conservadora para a avaliação da resistência à fratura. Recomenda-se, adicionalmente, a adoção do valor de 30 (trinta) ciclos para a avaliação da extensão da propagação de trinca após esta ter se iniciado.

Complementarmente, a **NUREG/CR-6540 (1998)** apresenta, em sua seção 2, um resumo dos resultados dos trabalhos e comparações entre testes realizados com as tubulações e corpos de prova C(T) do mesmo material, considerando este tipo de carregamento cíclico; apresenta ainda, aspectos que envolvem a metodologia proposta na **NUREG/CR-6440 (1996)**, por meio da qual os resultados de testes cíclicos obtidos em corpos de prova C(T) podem ser adequados aos resultados obtidos com testes em tubulações reais, levando em conta fatores geométricos.

Os estudos e testes realizados demonstraram que os aços de forma geral são suscetíveis aos efeitos do histórico de carregamentos cíclicos, levando a uma diminuição de sua tenacidade.

De acordo com os resultados apresentados na **NUREG/CR-6440 (1996)**, demonstrou-se que não há interação entre os efeitos dos carregamentos cíclicos e dinâmicos; portanto, o resultado da aplicação simultânea de ambos tipos de carregamentos deve ser a multiplicação de seus efeitos individualmente considerados.

O comportamento dos materiais considerando os casos de carregamentos sísmicos deve situar-se entre os seguintes dois extremos: o primeiro, menos crítico, é aquele onde o histórico no tempo de um evento sísmico é iniciado por carregamentos cíclicos de pequena amplitude (regime elástico), seguido de carregamentos cíclicos com alta amplitude e pode ser tratado como um carregamento dinâmico uniforme; o segundo é definido como sendo aquele evento sísmico com histórico de carregamento cíclico onde as amplitudes crescem de forma gradual, levando a maiores danos na ponta da trinca.

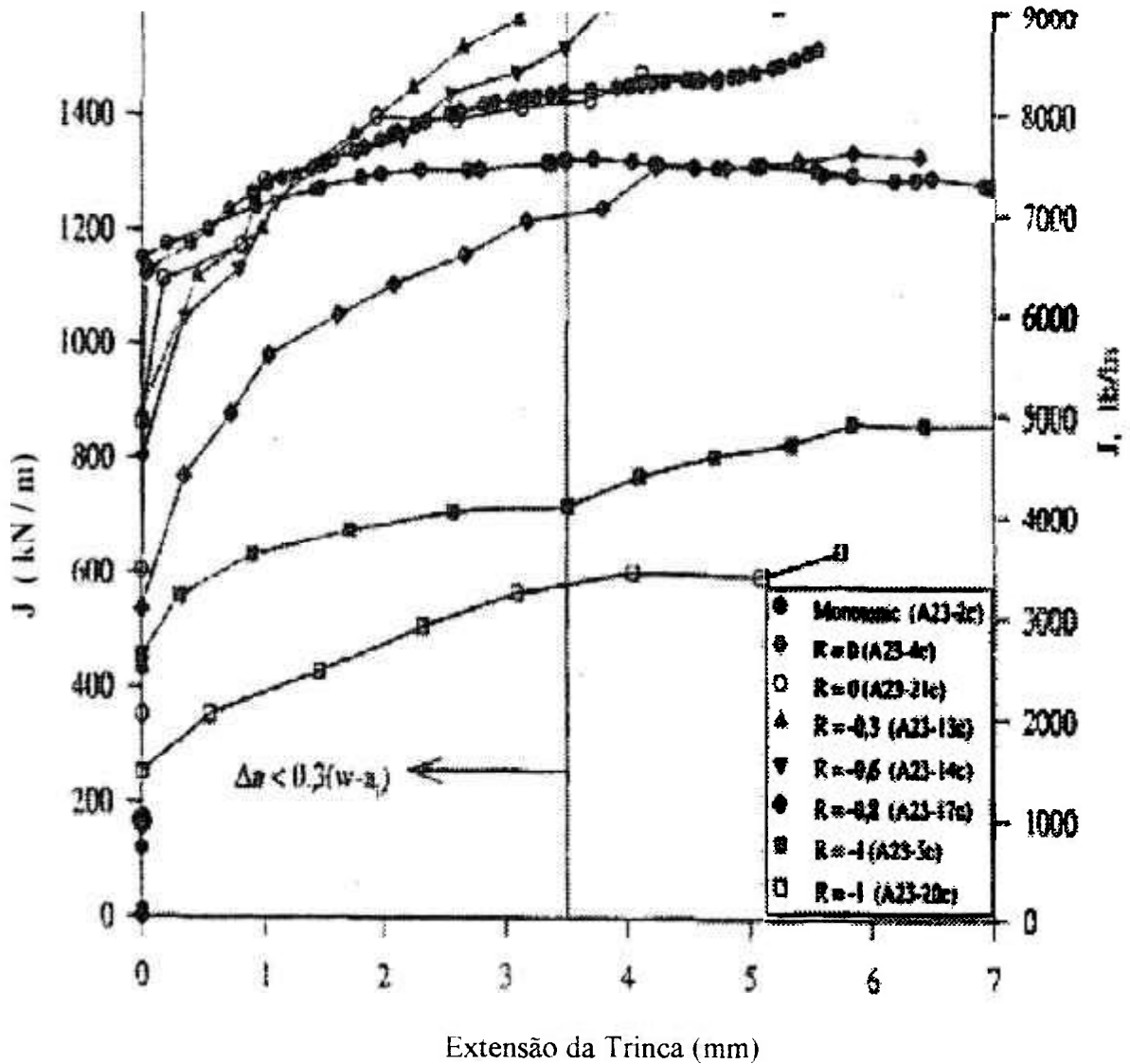


FIGURA D.5 - Curvas J_R comparativas entre carregamento monotônico e diferentes carregamentos cíclicos em corpos de prova C(T) "A23" executados em aço austenítico tipo 304 a 288°C, com incremento de deslocamento $0,1 \delta_i$.

No programa *IPIRG-2* (1997) um dos aspectos estudados foi o efeito das taxas de carregamentos dinâmicos de origem sísmica com relação aos dados das curvas J_R obtidos com carregamentos quase-estáticos, em materiais austeníticos. Estes estudos demonstraram que, para aços austeníticos, ocorria uma variação nos valores de J apresentados nestas curvas no caso de carregamentos dinâmicos. Inferiu-se que a magnitude da variação no valor da tenacidade estaria relacionado à razão entre a tensão de escoamento e a tensão de ruptura dos materiais (FIG. D.6).

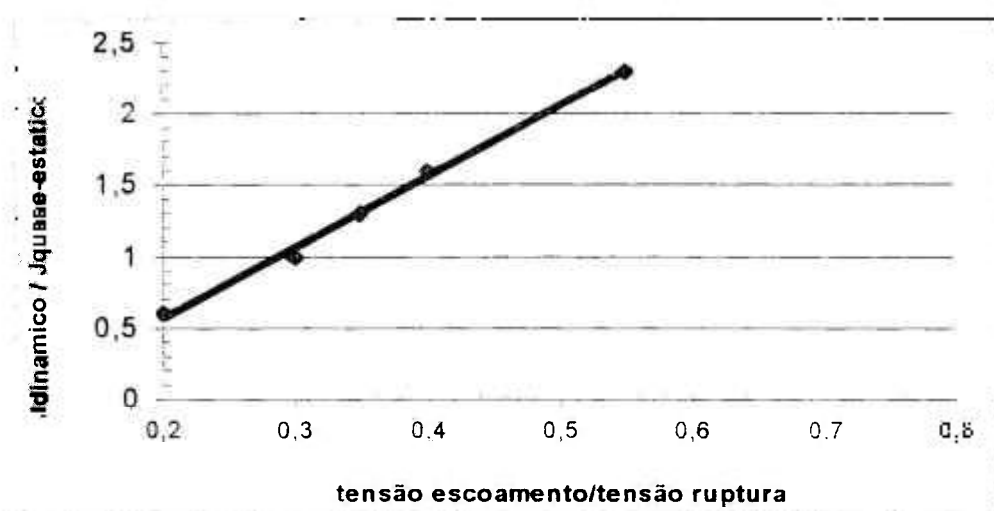


FIGURA D.6 - Efeito da razão entre a tensão de escoamento e tensão de ruptura e a variação do valor da tenacidade devido a carregamentos sísmicos (aços austeníticos).

ANEXO E - OBTENÇÃO E EXTRAPOLAÇÕES DAS PROPRIEDADES DOS MATERIAIS CONSIDERADOS

Como descrito no ANEXO F, para a adequada aplicação dos métodos para a avaliação de tubulações trincadas e do conceito *LBB*, são requeridas algumas propriedades específicas dos materiais. Por meio da execução de ensaios de tração, são geradas curvas tensão-deformação e com a execução de testes específicos com corpos de prova, são geradas curvas J_R , permitindo a obtenção dos valores destas propriedades.

Quando se dispõe dos componentes específicos da planta, deve-se considerar os valores obtidos diretamente a partir da realização de testes em escala real com os materiais dos mesmos.

Em alguns casos, dispõe-se de dados do material da tubulação em análise, obtidos das próprias usinas, à temperatura ambiente. A *NUREG/CR-6540 (1998)* apresenta algumas formulações específicas para aços ferríticos que possibilitam extrapolar estas mesmas propriedades mecânicas para temperaturas mais altas, de interesse para a avaliação de tubulações trincadas. Não foi possível identificar, visando a inclusão neste trabalho, as formulações para obtenção de resultados similares para os aços austeníticos.

No caso de utilização de informações colhidas em bancos de dados, para se garantir que as mesmas sejam adequadas, deve ser realizada uma comparação das propriedades dos materiais a serem aplicados em relação aos materiais obtidos em bancos de dados de referência. Os limites inferiores obtidos dos bancos de dados de instalações específicas ou de bancos de dados genéricos de materiais, utilizados na indústria em geral, deverão ser utilizados para a avaliação de tubulações trincadas. Estes limites devem ser obtidos a partir de testes executados na faixa superior de temperatura de operação da instalação ou a temperaturas mais baixas. Estas temperaturas devem ser representativas de condições onde uma ruptura de tubulação ainda poderia trazer problemas quanto à segurança da instalação, a menos que justificado em contrário.

Foi possível identificar a existência de bancos de dados específicos contendo informações sobre condições de testes, resultados de experimentos e propriedades de materiais de tubulações abrangendo, dentre outros, os casos de trincas circunferenciais passantes. Um destes bancos de dados é o *PIFRAC (Piping Fracture Mechanics Data Base)* que, em sua versão 3.1 em meio magnético, traz 800 curvas J_R e mais de 800 curvas tensão-deformação, bem como análises químicas e dados de testes *Charpy (NUREG/CR-6540, 1998)*. Outro banco de dados importante identificado é o denominado

CIRCUMCK.WK1, que foi desenvolvido durante o programa de pesquisa *Short Cracks in Piping and Piping Welds*. Na sua versão 2.2b em meio magnético, inclui informações de cerca de 300 experimentos sobre trincas circunferenciais passantes para diversos diâmetros de tubulações. Estes bancos de dados compilados / desenvolvidos pelo Laboratório **BATTELLE-COLUMBUS, (1996)**, trazem praticamente todas as informações pertinentes colhidas em programas de pesquisa na área de materiais nucleares desenvolvidos no mundo, patrocinados principalmente pela *USNRC*. A TAB. E.1 apresenta as informações típicas contidas nos bancos de dados citados, apresentadas geralmente em unidades inglesas, utilizadas nos Estados Unidos da América.

TABELA E.1 - Informações típicas contidas nos bancos de dados de materiais

Parâmetros de Teste
Livro de Registro de Dados
Número do experimento
Número de identificação do material da tubulação
Material da tubulação
Diâmetro externo
<i>SCHEDULE</i> da tubulação
Espessura da parede da tubulação
Temperatura de realização do teste
Vão interno para experimentos de dobramento em 4 pontos
Vão externo para experimentos de dobramento em 4 pontos
Pressão de teste
Comprimento da trinca
Profundidade da trinca
Tipo de trinca
Resultados Experimentais
Carga no início do trincamento
Carga máxima
Momento atuante no início do trincamento
Ciclos de carregamento para testes cíclicos
Propriedades dos Materiais
Tensão de Escoamento σ_{ys}
Tensão de Ruptura σ_{ms}
Alongamento percentual
Redução em Area
Parâmetros σ_0, ϵ_0 e Coeficientes Ramberg-Osgood α, n
J_{Ic} (J crítico - início do trincamento)
dJ / dA (inclinação inicial da curva J_R)
Constantes da curva J_R extrapolada (C, m) (*)
Resultados de teste <i>Charpy</i> (temperatura ambiente)

Curvas J_R (temperatura de interesse)

Resultados ensaios de tração (curvas tensão-deformação, como $f(T)$)

E – Módulo de Elasticidade

ν - Coeficiente de Poisson

Composição química dos materiais

$$(*) J = C(\Delta a)^m \text{ (ver equação f.8)}$$

Considerando que dados de resistência à fratura podem não estar disponíveis para uma determinada corrida de um aço, pode-se recorrer à Seção XI do código *ASME*, na qual estão incluídas curvas de referência que fornecem estimativas conservadoras de valores de tenacidade, expressas por meio do parâmetro K_{Ic} , em função da temperatura.

As curvas tensão-deformação são uma importante representação gráfica das propriedades mecânicas de um material; porém, exigem algum cuidado na sua interpretação quando se tratar de materiais dúcteis, que podem ter uma substancial alteração geométrica durante a execução dos testes de tração. São definidos dois tipos de curvas tensão-deformação, a saber:

- Curva tensão-deformação de engenharia (*engineering*); e
- Curva tensão-deformação real (*true*).

A utilização curva tensão-deformação de engenharia, também denominada convencional, é particularmente mais apropriada para baixos valores de deformação dos corpos de prova. Os parâmetros para a elaboração da curva tensão-deformação de engenharia são definidos respectivamente como σ_e e ϵ_e , determinados a partir dos valores de carga (P) e deslocamento (δ) obtidos durante a execução do teste, em relação aos valores originais da seção transversal (A_0) e comprimento (L_0), do corpo de provas.

$$\sigma_e = P/A_0 \quad e \quad \epsilon_e = \delta/L_0$$

Para valores baixos de deformação, muitos materiais atendem de forma bastante razoável à lei de Hooke; desta forma, a tensão é proporcional à deformação, sendo a constante de proporcionalidade denominada como E , Módulo de Elasticidade ou Módulo de Young.

$$\sigma_e = E\epsilon_e$$

Um importante parâmetro levantado é a tensão de escoamento (*yield stress*)

denotada como σ_{ys} , ou seja, é a tensão requerida para induzir o início da deformação plástica em um componente ou corpo de prova.

Para materiais dúcteis, a curva tensão-deformação de engenharia é crescente com uma tendência à diminuição da inclinação da curva, até que se atinja um valor denominado limite de ruptura, σ_{uts} (*ultimate tensile strength ou ultimate stress*), a partir do qual se inicia a redução acentuada da área da seção transversal do corpo de prova (estricção), com a formação do pescoço (*necking*) na região útil do corpo de prova; cada incremento de deformação exige um valor inferior de tensão, até ocorrer a fratura do componente. Este comportamento da curva tensão-deformação de engenharia e a definição do valor máximo obtido são consequências do procedimento para traçar este tipo de curva.

Após o ponto (tensão) de escoamento, rearranjos atômicos causam substancial redução na efetiva seção transversal resistente (A) dos corpos de provas; portanto, as tensões reais, definidas pelas relação: $\sigma_r = P/A$, atuantes sobre o material, são maiores que as tensões de engenharia computadas a partir da seção transversal original. A carga atuante deverá ser igual a tensão real multiplicada pela área resistente atual $P = \sigma_r A$, enquanto o fenômeno de encruamento do material permitir o aumento no valor de σ_r , de forma a compensar a redução contínua da área A e, portanto, a tensão continuará a crescer a medida que a deformação cresce. Eventualmente, no entanto, a redução da área da seção transversal torna-se maior que o aumento da tensão real, que é decorrente do encruamento do material e o valor da carga começa a cair. Neste caso, se fosse realizada a plotagem da curva tensão real-deformação, ao invés da tensão de engenharia, não seria observado um valor máximo semelhante à curva tensão-deformação convencional. Apesar do σ_{uts} ser a propriedade do material mais comumente reportada em testes de tração, a tensão de escoamento σ_{ys} é usualmente preferida no desenvolvimento de projetos utilizando metais dúcteis, particularmente na aplicação de critérios de escoamento em projetos mecânicos.

A utilização do parâmetro de tensão real σ_r ao invés da tensão de

engenharia σ_e , fornece uma melhor medida da resposta do material, no regime de escoamento plástico.

Conforme definido por **ROYLANCE, D. (2001)**, uma forma de medir a deformação associada à tensão real pode ser expressa por :

$$\varepsilon_t = \ln \frac{L}{L_0} \quad (\text{e.1})$$

Esta deformação é denominada deformação real ou logarítmica.

Para materiais que se comportam de maneira dúctil, após o início do escoamento e durante o regime plástico imediatamente posterior, assume-se a hipótese de que o material escoar com insignificante variação em seu volume; portanto, o aumento no comprimento do corpo de prova é compensado pela diminuição de sua seção transversal. A deformação pode ser considerada uniforme ao longo do comprimento útil do corpo de prova antes de se atingir uma drástica redução de área localizada, com formação de pescoço, sendo válida, portanto, a seguinte relação: $AL = A_0 L_0$ e, conseqüentemente, a relação:

$$L / L_0 = A_0 / A \quad (\text{e.2})$$

O termo L / L_0 é denominado razão de extensão (*extension rate*), sendo expresso por:

$$\lambda = \frac{L}{L_0} \quad (\text{e.3})$$

Combinando-se as equações anteriores (e.1, e.2 e e.3) pode-se estabelecer relações entre medidas de tensão e deformações de engenharia e real como descrito a seguir:

$$\sigma_t = \sigma_e (1 + \varepsilon_e) = \sigma_e \lambda \quad (\text{e.4})$$

$$\varepsilon_t = \ln(1 + \varepsilon_e) = \ln \lambda \quad (\text{e.5})$$

As equações e.4 e e.5 podem ser utilizadas para se gerar curvas tensão-deformação reais, a partir das curvas tensão-deformação de engenharia, até o valor limite de deformação, na qual ocorre a drástica redução de área com a formação do pescoço em uma seção transversal localizada, dentro do comprimento útil do corpo de prova (FIG. E.1 e E.2).

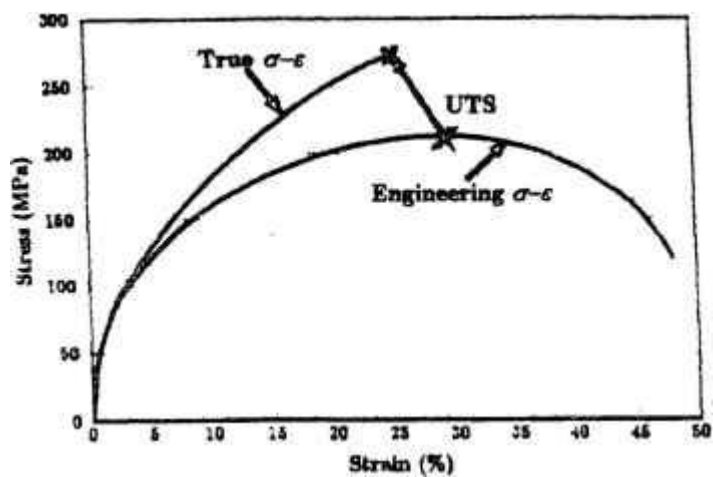


FIGURA E.1 - Curvas tensão-deformação de engenharia (*engineering*) e real (*true*) típicas de materiais dúcteis.

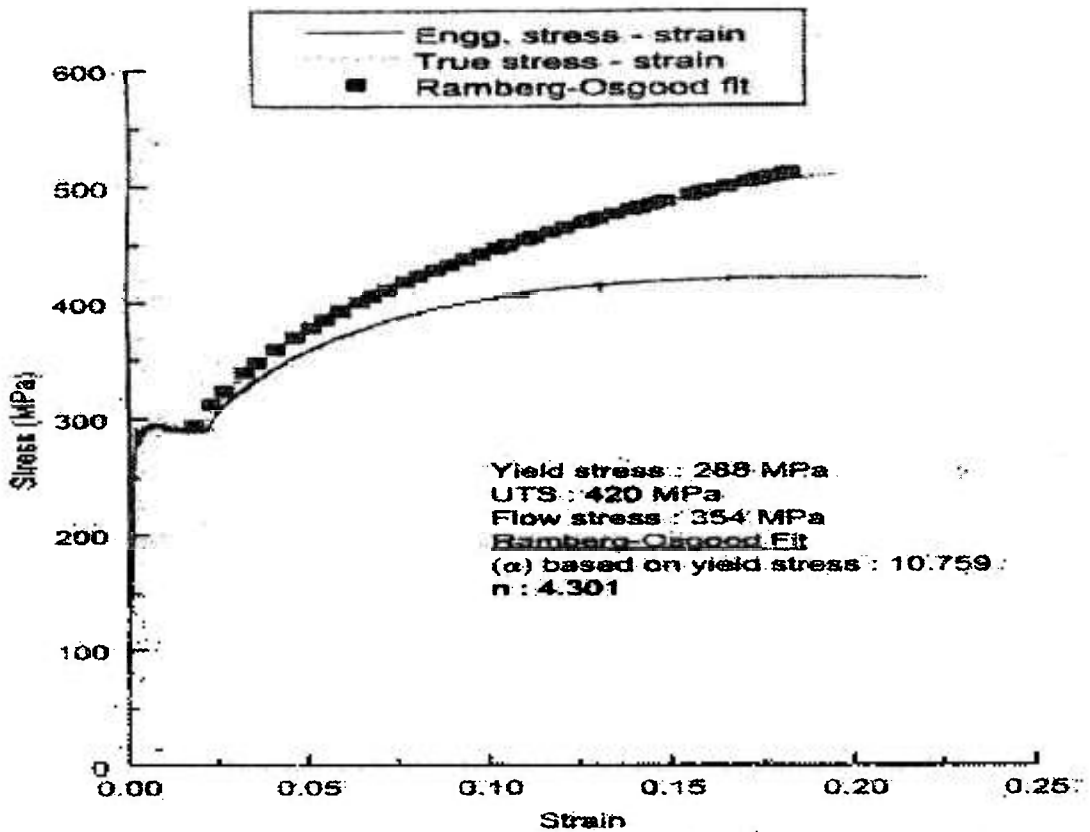


FIGURA E.2 - Curvas tensão-deformação de engenharia (*engineering*) e real (*true*) Aço – SA333 Gr6

A tensão real é sempre maior do que a correspondente tensão de engenharia e a diferença pode chegar a um fator de dois, próximo ao final do teste de tração em alguns materiais dúcteis.

Metais dúcteis geralmente apresentam relações entre a tensão e a deformação reais que podem ser expressas (FIG. E.3) por uma equação potencial do tipo:

$$\log \sigma_t = \log A + n \log \varepsilon_t \quad (\text{e.6})$$

onde:

A= seção transversal original do corpo de prova;

n = parâmetro associada à taxa de encruamento (*strain hardening*) do material, útil como uma medida da resistência à formação do pescoço, aplicável em curvas tensão-deformação reais.

No caso particular da deformação correspondente ao valor da tensão de ruptura (*ultimate stress*) de engenharia, demonstra-se que o valor do parâmetro n descrito anteriormente é aproximadamente igual ao valor da deformação real neste ponto.

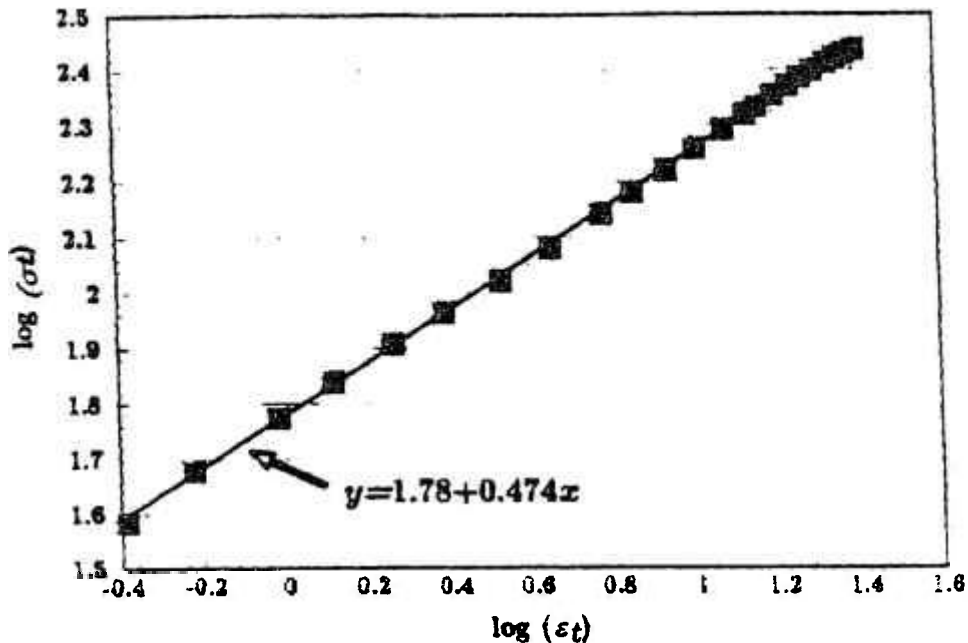


FIGURA E.3 - Representação gráfica da relação tensão-deformação no regime plástico, em papel di-log (neste exemplo, o metal é o cobre e o valor do parâmetro n é 0,474).

É importante ressaltar que a velocidade com que o carregamento é aplicado tem efeito sobre a tensão de escoamento. Assim, é fundamental a observância dos parâmetros fixados nas normas de ensaio para obtenção de resultados válidos.

No desenvolvimento de cálculos numéricos, diversas modelagens analíticas são consideradas. Por exemplo, assume-se que a lei que caracteriza a tensão-deformação de determinados materiais pode ser representada pela função Ramberg-Osgood (equação e.7):

$$\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{0.2}} \right) = \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0.2}} \right) + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0.2}} \right)^n \quad (\text{e.7})$$

onde:

α é uma constante do material e n é o expoente de encruamento do material. São ambos parâmetros associados ao encruamento do material, usualmente escolhidos para o mais conservador ajuste desejado na definição da curva tensão-deformação do material (valores

de baixas deformações, altas deformações ou toda a faixa de deformações) a pontos de tensão e deformação reais determinados previamente em laboratório ou obtidos nos bancos de dados para um determinado material.

E - é o módulo de elasticidade.

σ_0 - corresponde ao valor de referência da tensão de escoamento compensada, geralmente correspondendo à deformação inicial de 0,2%.

$\epsilon_0 = \sigma_0 / E$ - corresponde ao valor de referência da deformação de escoamento associada.

Conforme descrito no *NSAC/114 (1987)*, pesquisas patrocinadas pelo *EPRI* indicam que o ajuste desta função exponencial produz os melhores resultados quando valores baixos de deformação, da ordem de até 3% são utilizados. Já a *NUREG-1061-Vol. 3 (1984)*, estabelece que, em função da análise de sensibilidade realizada a partir de alguns resultados experimentais para aços austeníticos, a faixa de ajuste considerada apropriada varia de 2% a 8% da deformação inicial referente ao valor de referência da tensão de escoamento.

Os parâmetros (α e n) de ajuste das funções, são utilizadas em alguns dos métodos simplificados da avaliação de tubulações trincadas, em códigos computacionais e formulações específicas para os cálculos onde se aplica o conceito *LBB*.

Considerando os casos de execução de testes de resistência à fratura, ou seja, obtenção de curvas J_R , em laboratórios por meio do uso de corpos de prova - *C(T)*, conforme definido anteriormente na seção 3.2, a *NUREG-1061-Vol.3 (1984)* determina que devem ser adotados os valores limites inferiores, ou seja, os mais conservadores, referentes aos dados de resistência à fratura obtidos nestes testes.

No entanto, para garantir a validade dos resultados obtidos, existem certas limitações teóricas quanto à aplicação da metodologia computacional de cálculo da integral J . Estas limitações estão relacionadas com hipóteses assumidas para as condições de tensão-deformação na região próxima à ponta da trinca, acarretando em restrições dimensionais. No caso de emprego de *C(T)*, esta restrição está relacionada à dimensão b , que é o ligamento não trincado de *C(T)*, conforme descrito no ANEXO F.

Por outro lado, limitações práticas na obtenção de corpos de prova com

dimensões apropriadas, podem trazer restrições quanto à obtenção da quantidade e extensão de trincas.

Para garantir apropriados e conservadores valores limites inferiores para a tenacidade de materiais dúcteis, mesmo para altos níveis de carregamentos aplicados e para grandes extensões de crescimento de trinca, não possíveis de serem obtidos com corpos de prova de pequenas dimensões, tratamento especial dos dados deve ser realizado a partir dos resultados obtidos com testes em corpos de prova C(T).

Utilizam-se nestes casos técnicas de extrapolação dos resultados obtidos tais como as técnicas descritas na *NUREG/CR-4082 Vol.8 (1989)* e na *NUREG-1061-Vol. 3 (1984)*.

Considerando, no entanto, estudos recentes descritos na *NUREG/CR-6765 (2002)*, observou-se que a aplicação da técnica na *NUREG-1061-Vol. 3 (1984)*, apresenta, por vezes, resultados extremamente conservadores ou mesmo não aplicáveis, dependendo do tipo de material.

A curva J_R é representada usualmente pela equação:

$$J = C (\Delta a)^m \quad (\text{e.8})$$

onde:

C e m são as constantes definidas para o melhor ajuste da curva J_R de resistência à fratura de um material aos pontos determinados em laboratório, com uso de corpos de prova C(T);

J é o parâmetro da Integral J; e

Δa é a extensão física da trinca.

Convém ressaltar, no entanto, que outra forma usual de se representar esta equação é dada por:

$$J = J_{IC} + C (\Delta a)^m \quad (\text{e.9})$$

onde: C , m e Δa , foram definidos anteriormente; e

J_{IC} é o valor da tenacidade à fratura na iniciação da trinca.

As formulações para aplicação dos métodos de avaliação de tubulações trincadas, utilizam as constantes C e m , atendendo o formato da equação e.8. A existência

da constante J_{Ic} na equação e.9 não implica, no entanto, que os valores de C e m sejam diferentes dos encontrados na equação e.8, para a curva que representa os mesmos pontos experimentais.

O código computacional *FLET* utilizado para a avaliação de tubulações trincadas, requer curvas tensão-deformação e curvas J_R , do tipo limite inferior (*LOWER BOUND*).

O *USNRC* (*United States Nuclear Regulatory Commission*) recomenda para o cálculo da taxa de vazamentos através de trincas, o uso de curvas tensão-deformação médias com melhor ajuste (*BEST FIT*), considerando-se os valores melhor ajustados aos pontos de menor deformação.

O código *PICEP* utilizado na estimativa das taxas de vazamentos através de trincas adota a mesma filosofia do *USNRC*. O uso de curvas do tipo *LOWER BOUND* neste código, pode resultar em um cálculo não conservador.

ANEXO F - TESTES, GEOMETRIAS E DIMENSÕES DE CORPOS DE PROVA

Para aplicação dos métodos para a avaliação de tubulações trincadas e aplicação do conceito *LBB*, os ensaios ou testes mais importantes, realizados em corpos de prova, são:

- i - Ensaios de tração que permitem definir os seguintes parâmetros:

$$E, \sigma_0, \epsilon_0, \sigma_{uts}, \sigma_{ys}, \alpha, n, V$$

Onde: α , n são as constantes da equação e.7.

Estes ensaios de tração são geralmente realizados utilizando-se como parâmetro de controle o deslocamento e correspondente leitura da carga atuante. Alternativamente, é também possível utilizar-se a aplicação da carga como variável de controle durante a execução dos ensaios.

- ii - Testes com corpos de prova C(T), que permitem definir os seguintes parâmetros:

$$J_{Ic}, K_{Ic}, C, m$$

Onde: C e m são as constantes da equação e.8.

Os valores de tenacidade à fratura dúctil de um material contendo trinca são geralmente acompanhados por um crescimento estável da trinca antes da falha do corpo de prova e, desta forma, a variação da resistência à fratura em função do crescimento da trinca deve ser determinado. Recomenda-se (MILNE, I., et al., 1988) que estes dados devem ser preferencialmente obtidos em testes específicos, seguindo os procedimentos estabelecidos por NEALE, B.K., et al. (1985).

Os valores de tenacidade à fratura a serem utilizadas nas análises devem ser conservadores, considerando o mecanismo de falha a que estará sujeito o componente, o número de testes realizados para obtenção dos valores de tenacidade e a dispersão destes valores obtidos com a realização dos testes. Recomenda-se (MILNE, I., et al., 1988) a execução de análises de sensibilidade dos resultados obtidos.

Na realização dos testes do metal BASE e solda, deverão preferencialmente ser utilizadas as amostras monitoras (*archival material*) da própria tubulação em análise, oriundas da mesma corrida do material.

A **NUREG-1061-Vol.3 (1984)** define que, no caso de indisponibilidade de uso destes materiais, devem ser testadas no mínimo 03 (três) corridas de material com a mesma especificação, com mesmo histórico de tratamento térmico e com o mesmo processo de fabricação da tubulação em análise. Estas corridas de material devem ser selecionadas ou produzidas de forma a aproximar ao máximo a composição química, propriedades de resistência e tenacidade da tubulação em análise.

Devem ser obtidas, para cada uma das corridas de material descritas anteriormente, no mínimo 02 (duas) curvas tensão-deformação, obtidas por meio da realização de ensaios de tração e 02 (duas) curvas J_R . As curvas J_R podem ser obtidas por meio da realização de ensaios padronizados definidos por entidades normativas como o *American Society for Testing and Materials (ASTM)*. A norma **ASTM-E1152-87** aplica-se para a definição completa da curva J_R , enquanto que a norma **ASTM-E813-89** está relacionada com a estimativa do valor de J_{IC} para um único ponto da curva J_R , na iniciação do crescimento dúctil da trinca. Ambas normas se aplicam a corpos de prova do tipo C(T) e *SENB*, como será visto mais adiante. Para obtenção da curva J_R , os corpos de prova são tipicamente submetidos a carregamentos quase-estáticos e monotônicos.

Nas seções 7.4.1 e 7.4.2 de **ANDERSON, T. L. (1995)** estão descritos, de forma sucinta, os procedimentos e restrições geométricas estabelecidas para a execução e obtenção de resultados dos ensaios. Algumas das restrições geométricas impostas (equação f.2) estão sendo revistas pela *ASTM*. **SCHWALBE, K. H. et al. (1996)** apresenta considerações a respeito destas restrições geométricas e sugere valores menos restritivos que os definidos atualmente pela *ASTM*, para a validade dos resultados de testes de obtenção das curvas J_R para C(T).

Os ensaios de tenacidade propostos em normas elaboradas por diferentes órgãos normativos tem aspectos similares. O projeto dos corpos de prova é similar em todas elas e a orientação do corpo de prova para a execução do ensaio em relação à respectiva orientação do material no componente estrutural propriamente dito é de fundamental importância.

De acordo com a **NUREG-1061-Vol.3 (1984)**, os testes de material deverão incluir os metais BASE, metais de solda e, no caso em que as propriedades forem obtidas a partir de “corrida” do próprio material da tubulação, basta que seja executado o

levantamento de 03 (três) curvas tensão – deformação e 03 (três) curvas J_R do material desta “corrida”.

Os testes para obtenção das propriedades de resistência e tenacidade dos materiais devem ser executados, via de regra, próximos da faixa superior (alta) de temperatura de operação da tubulação na planta. Os resultados destes testes devem demonstrar comportamento dúctil do material a estas temperaturas.

Outro conjunto de testes deve ser realizado para se obter uma curva tensão–deformação e uma curva J_R do metal BASE e do material da solda à temperatura mais baixa definida como ainda sendo crítica sob o aspecto de segurança, para o sistema considerado. Estes testes têm por objetivo verificar se existe alguma dependência significativa das propriedades de tensão-deformação e da tenacidade dos materiais envolvidos com relação à variação de temperatura em uma determinada faixa de temperaturas de interesse. As curvas tensão–deformação devem ser estabelecidas na faixa definida entre o limite proporcional e a carga máxima. O número de testes realizados em corpos de prova e o número de procedimentos de soldagem testados, referentes às diferentes corridas de materiais aplicados na planta onde haja o interesse na aplicação dos métodos de análise propostos, devem ser adequados de forma a cobrir toda a faixa de propriedades mecânicas e de tenacidade destes materiais, conforme descrito anteriormente, apresentado de forma resumida na TAB. F.4.

A norma **BS-7910 (1999)** descreve que, para a obtenção de valores de tenacidade à fratura (K_{mat}) para aplicação do método R6, deve-se adotar o menor valor de três testes similares realizados, até a carga máxima. No entanto, na determinação de K_{mat} , deve-se tomar cuidados adicionais quando o resultado de qualquer dos testes for inferior a 70% da média dos três testes realizados ou quando o valor máximo de qualquer dos testes for maior que 1,4 vezes a média dos três testes. Esta variação do valor mínimo ou máximo leva à necessidade de mais testes e à realização de tratamento estatístico para os resultados de testes mais numerosos, levando em consideração possíveis diferenças em mecanismos de fratura ou nos materiais.

TABELA F.4 - Testes específicos para obtenção de propriedades dos materiais para aplicação de métodos de avaliação de tubulações trincadas, definidos na **NUREG-1061-Vol. 3 (1984)**

MATERIAL ORIGINÁRIO DE AMOSTRA MONITORA			
TIPO DE TESTE / ENSAIO		TEMPERATURA	NÚMERO DE TESTES
ENSAIO DE TRAÇÃO		ALTA	3
		BAIXA	1
CURVA J_R		ALTA	3
		BAIXA	1
MATERIAL NÃO ORIGINÁRIO DE AMOSTRA MONITORA			
TIPO DE TESTE / ENSAIO	TEMPERATURA (a)	NÚMERO DE CORRIDAS DO MATERIAL	NÚMERO DE TESTES PARA CADA CORRIDA
ENSAIO DE TRAÇÃO	ALTA	3	2
	BAIXA	1 (a)	1
CURVA J_R	ALTA	3	2
	BAIXA	1 (a)	1

(a) - Deverá ser a mesma corrida de material na qual foram feitos os testes na temperatura superior (alta).

Os testes e ensaios requeridos deverão ser executados por, pelo menos, 02 laboratórios credenciados independentes.

Deve-se ressaltar que existem diferenças na obtenção do valor de J_{Ic} e valores da curva J_R , em função do uso das diferentes normas internacionais para execução dos testes requeridos em corpos de prova.

De acordo com a **NUREG/CR-6540 (1998)**, apesar da existência de diferentes normas de diversos países para obtenção das curvas J_R , no programa **IPIRG-2 (1997)** foram utilizadas algumas delas, onde se concluiu que o desvio padrão das diferenças dos valores obtidos em relação ao valor médio de J para a faixa de validade de aplicação desta variável, não ultrapassava 10 %. Já os valores obtidos para J_{Ic} apresentaram um desvio maior, da ordem de 20 %.

Caso a tenacidade à fratura não possa ser medida diretamente, métodos indiretos de estimativa da tenacidade à fratura, considerados qualitativos, podem ser utilizados, desde que estes métodos tenham sido validados para o material em questão.

Tais métodos incluem o uso de correlações com dados de ensaio de impacto *Charpy* e de teste *drop weight*, obtidos em bancos de dados de materiais apropriados.

MUKHERJEE B. (1988), descreve o programa experimental de testes do metal BASE, solda e zona termicamente afetada (*HAZ*) para o aço SA106B, visando a aplicação da filosofia *LBB* na tubulação de resfriamento do primário da planta nuclear de Darlington (Canadá) utilizando conceitos da MFEP, considerando diversos fatores que podem influenciar as propriedades relativas à mecânica da fratura, tais como temperatura de teste, orientação do plano contendo a trinca, efeitos decorrentes dos processos de soldagem etc.. Nos testes foi utilizado material das próprias corridas de metal BASE das tubulações. Foram desenvolvidos diversos procedimentos de soldagem de tubulação, visando o atendimento ao Código *ASME*, em função da geometria da tubulação, tipo de processo de soldagem, solda de oficina ou campo, classe da tubulação etc..

Foram realizados ensaios de tração e testes para a determinação do valor de J_{Ic} e da curva J_R , para temperaturas variando desde a ambiente até a temperatura máxima de operação das tubulações consideradas e, desta forma, conseguiu-se definir uma curva J_R com os menores valores de limites aceitáveis. Estes testes foram realizados a partir de corpos de prova com entalhe/trinca lateral, usinados com a maior espessura possível a partir do material disponível das tubulações existentes (*SCH 100*). No caso de testes com trincas circunferenciais passantes, os corpos de prova foram retirados do material a ser testado, de forma a conter a adequada orientação do plano transversal que continha a trinca. Foi realizado ainda um teste específico à temperatura ambiente, visando verificar qualquer significativa dependência da tenacidade do material quanto à fratura. Como era previsto, os testes realizados no material representativo da *HAZ* apresentaram valores médios de tenacidade. Foram feitos testes com 03 tipos de corpos de prova com entalhe / trinca lateral (1-1/4T, 1T e 3/4T), de acordo com a norma *ASTM-E813-81*.

Bancos de dados existentes indicam que a resistência à fratura de corpos de prova que têm aproximadamente a mesma espessura da tubulação, sem entalhe lateral, descrevem o comportamento da tubulação de modo mais preciso. No entanto, corpos de prova com entalhe lateral, submetidos à flexão, fornecem resultados com os menores valores (mais conservadores) para a curva J_R . Outro fator importante é a definição da orientação do plano da trinca, que no caso de tubulações com trinca circunferencial passante, deve ser o plano transversal perpendicular ao eixo longitudinal da tubulação.

Considerando que uma das características de aços estruturais com alto valor de tenacidade, é a de que o valor de J_{Ic} e os valores da Integral J , tanto para o metal BASE quanto para a solda, são em geral menores, estando estes submetidos à temperaturas de operação mais elevadas, as curvas J_R devem ser obtidas considerando-se a temperatura máxima de operação do componente na planta; no entanto, em alguns casos específicos uma curva obtida a uma temperatura inferior à máxima de operação do componente pode apresentar valores mais conservadores que a anterior, sendo recomendável utilizar-se os resultados desta última curva.

Como regra geral, para aços austeníticos, os valores de resistência à fratura do metal da solda feita por meio do processo *TIG* ou *MIG* são da mesma ordem de grandeza do metal BASE. De acordo com análise estatística realizada a partir de informações colhidas no banco de dados de materiais *PIFRAC*, demonstrou-se que os metais de solda obtidos por meio dos processos de solda com eletrodo revestido (*SMAW*) ou processo de solda a arco Submerso (*SAW*), apresentaram resistência à fratura menor que o metal BASE; porém, equivalentes entre si.

A força motriz da trinca, definida como sendo a força necessária para a evolução da extensão da mesma, é a mesma tanto para o caso de execução de testes com carregamentos feitos por meio de controle por deslocamento (*displacement controlled*) ou de controle por aplicação de carga (*load controlled*); no entanto, a taxa de variação da força motriz da trinca depende da forma como a estrutura é carregada.

Testes com carregamentos feitos por meio de controle por deslocamento são mais estáveis do que os testes executados com controle por aplicação de carga, pois o componente sendo testado tende a ser estável devido ao fato de que, nos materiais dúcteis, a força motriz da trinca decresce com o crescimento desta e para que ocorra um novo avanço de sua extensão, o deslocamento deve ser aumentado. Devido a esta característica, geralmente o levantamento de pontos experimentais (curvas J_R) nestes materiais é executado com uso de controle por deslocamento, pois permite a obtenção de um significativo crescimento estável da trinca. Deve-se observar que, na utilização desta técnica de controle, a carga é imposta ao componente sendo testado por meio do aumento do deslocamento de um determinado ponto (seção) à uma taxa constante e é definido como um carregamento quase estático.

Como citado anteriormente, nos testes para levantar parâmetros de resistência à fratura, para os casos de trincas circunferenciais passantes em tubulações, considera-se o tipo de carregamento definido como Modo I onde a carga principal é aplicada na direção normal ao plano da trinca e tende a abrir a mesma por tração.

Um componente trincado pode ser submetido a qualquer um dos três modos de carregamento I – II – III (FIG. F.3) ou uma combinação dos mesmos.

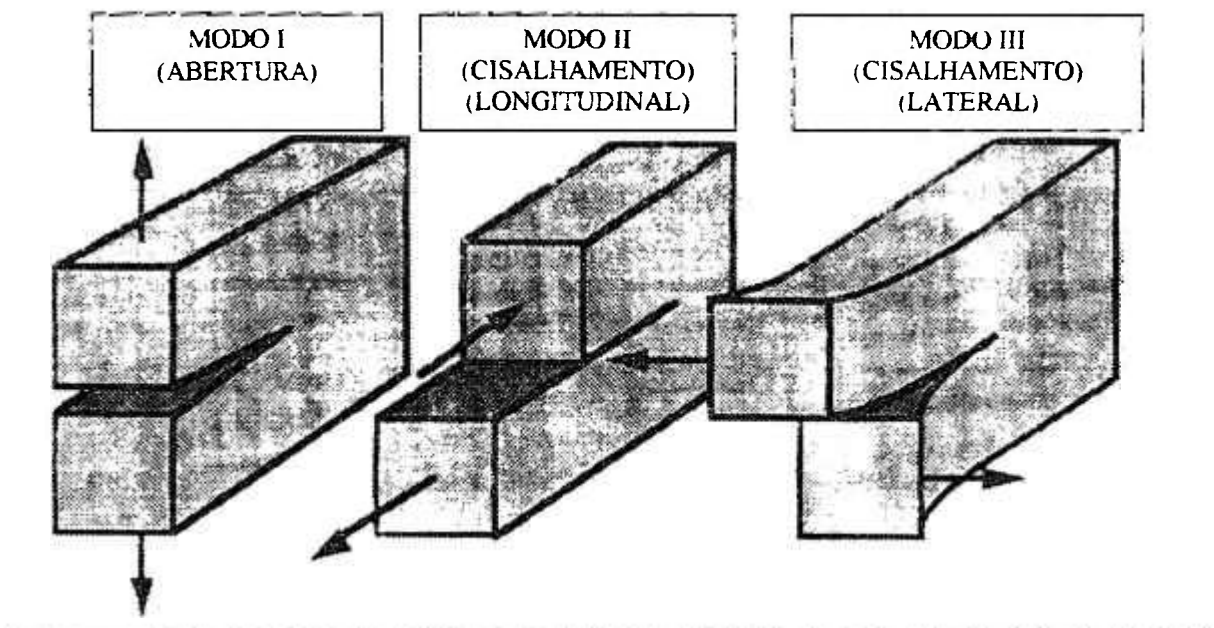


FIGURA F.3 - Modos de carregamento (I – II – III) aplicáveis a uma trinca.

Na aplicação de metodologias da mecânica da fratura reconhece-se que existem fatores que limitam a avaliação da tenacidade dos materiais decorrentes da geometria dos componentes ou dos corpos de prova, tipo e dimensões de trincas e, em especial, da espessura do material de teste, que é considerada como um dos fatores que levam a hipótese da existência de um estado plano de deformação na região da ponta da trinca.

A amostra de material e/ou corpo de prova a ser utilizado para a obtenção da curva J_R , deve ter geometria e dimensões apropriadas para permitir o aparecimento de trincas experimentais, em quantidade e extensão compatíveis com os resultados obtidos por meio do uso das metodologia de análise propostas neste trabalho.

Em casos específicos, podem ser utilizados modelos em escala ou dimensão real, de forma a se obter valores de tenacidade mais apropriados, visando seu uso nos procedimentos de avaliação estrutural. Em todos os casos, o modo de carregamento, o plano da trinca e sua direção de propagação no corpo de prova devem ser consistentes com aqueles do componente trincado.

Na determinação da resistência à fratura de metais de solda, é importante se garantir que o corpo de prova tenha uma espessura equivalente à solda no componente a ser analisado. Considerando aspectos relativos às técnicas de soldagem usualmente aplicadas em tubulações, o uso de dados resultantes de testes realizados em soldas de tubos de menor espessura, para analisar tubos de maior espessura, pode levar a uma previsão não conservadora da resistência à fratura desta solda.

Com relação à geometria, de acordo com a *NUREG-1061-Vol. 3 (1984)*, dados existentes indicam que, para um mesmo material, corpos de prova *SENB* e *C(T)*, com entalhe lateral profundo (ou seja $a/W > 0,5$ (FIG. F.4.A/B)), tendo uma espessura o mais próximo possível da espessura da tubulação em análise, dão origem à curvas J_R de baixa magnitude, com valores aceitáveis e conservadores pois considera-se que, nestes casos, as condições para o estado plano de deformações estão presentes na zona onde se desenvolve o processo de fratura. São, portanto, os dois tipos de corpos de prova utilizados na vasta maioria dos testes de determinação de resistência à fratura em metais.

Nas FIG. F.4.A/B/C a seguir, são apresentados os esquemas geométricos destes dois corpos de prova citados, os quais fazem parte do conjunto de cinco tipos de corpos de prova permitidos pelo *ASTM* para realização de ensaios de caracterização do valor de iniciação e do crescimento de trinca. Estes tipos de corpo de provas têm três importantes características dimensionais: Comprimento de trinca (a); Espessura (B); e Largura (W). Na maioria dos casos $W = 2B$ e $a/W = 0,5$.

Os corpos de prova tipo *C(T)*, são usualmente usinados de acordo com escalas geométricas padronizadas, tais como: $\frac{1}{2}T$, $1T$, $2T$ e $4T$, onde a nomenclatura refere-se à espessura em polegadas. Por exemplo, o corpo de provas *C(T)* padrão $1T$, tem as seguintes dimensões: $B=1$ pol. e $W=2$ pol.

Os corpos de prova tipo *SENB* são mais flexíveis no que tange às suas dimensões. O vão padrão para carregamento nestes corpos de prova é $4W$; porém, este vão pode ser ajustado aos valores que estiverem dentro da capacidade da máquina de ensaio. Da mesma forma, dentro da capacidade da máquina de ensaio, uma faixa grande de

espessuras podem ser testadas.

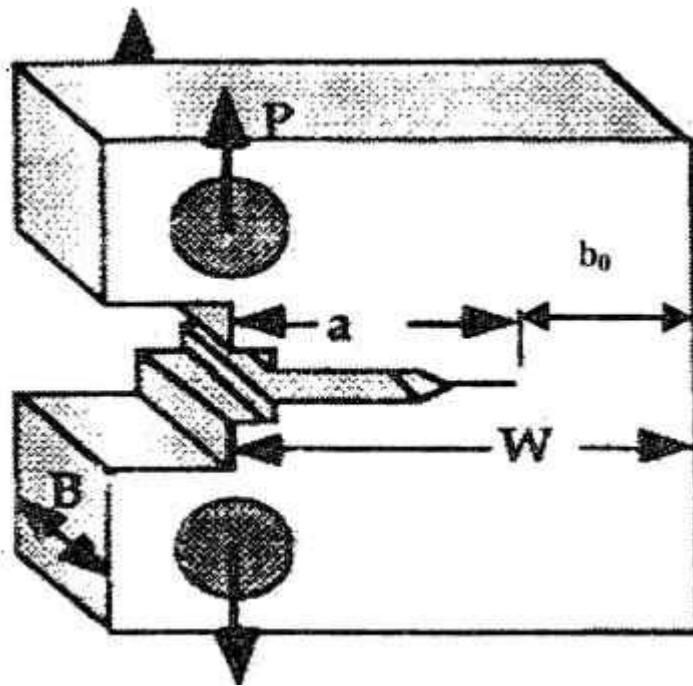


FIGURA F.4.A - Corpo de prova típico - C(T)

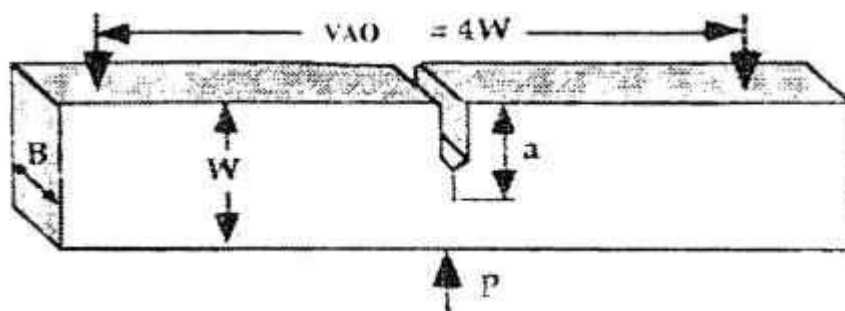


FIGURA F.4.B - Corpo de prova típico - SENB

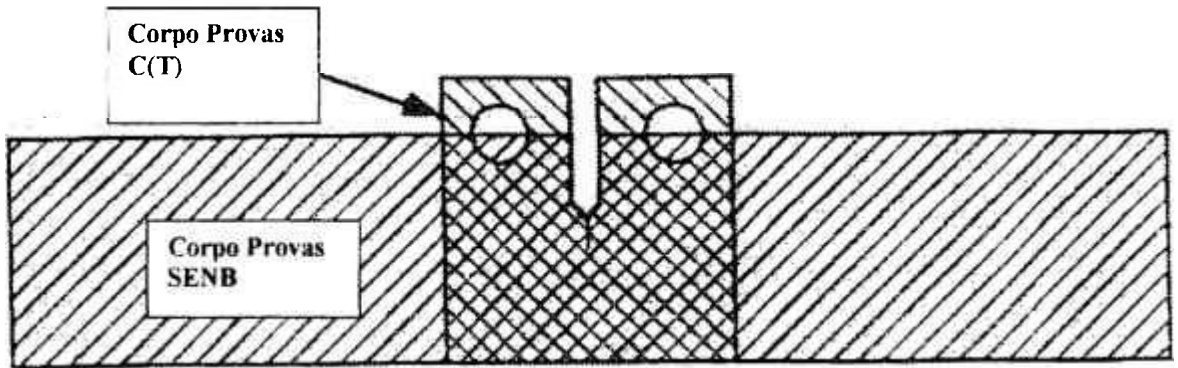


FIGURA F.4.C - Perfis de corpos de prova tipo C(T) e *SENB*, assumindo que tenham as mesmas características dimensionais (B , W , a).

(ANDERSON, T.L., 1995)

Materiais utilizados em engenharia raramente são homogêneos e isotrópicos. Suas microestruturas e, portanto, suas propriedades mecânicas, particularmente aquelas relativas a resistência à fratura, são geralmente sensíveis à direção de aplicação dos esforços ou dos deslocamentos sobre os mesmos. Considerando este fato, as normas requerem que, nos testes de levantamento de parâmetros de resistência à fratura, exista a informação a respeito da orientação (direção) que corresponde ao corpo de provas que está sendo testado, considerando a geometria do respectivo componente que está sendo avaliado. Apresentamos a seguir a FIG. F.5, que representa as notações de direção dadas a corpos de prova retirados, por exemplo, de tubulações. As direções consideradas neste caso são C = circunferencial, R = radial e L = longitudinal. Pode-se notar nesta figura que duas letras são requeridas para identificar a orientação de um corpo de provas específico: a primeira letra indica a direção da tensão principal (que é sempre perpendicular ao plano da trinca; nos testes, **MODO I**) e a segunda letra denota a direção de propagação da trinca. Por exemplo, a orientação L - R corresponde a carregamento no sentido longitudinal e propagação de trinca no sentido radial, típica de trincas circunferenciais passantes em tubulações sujeitas ao carregamento de momento fletor. Esta mesma nomenclatura é utilizada para orientação de corpos de prova *Charpy*.

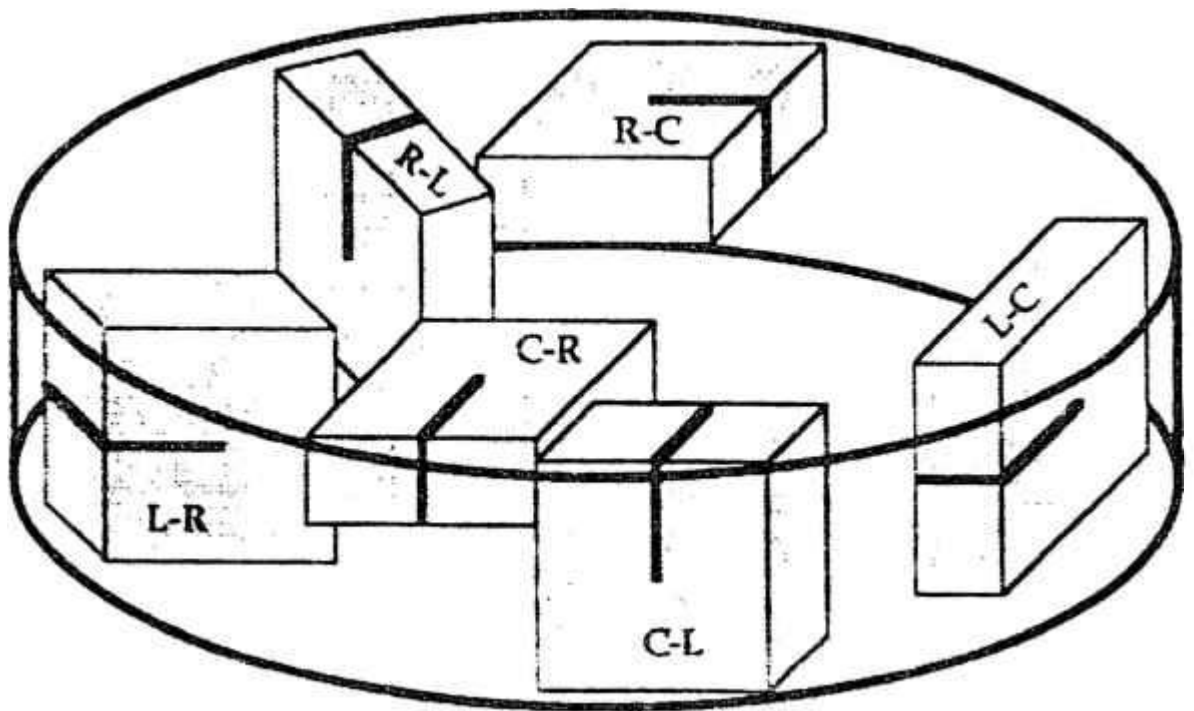


FIGURA F.5 - Representação das notações de direção dadas a corpos de prova retirados de tubulações (ANDERSON T. L., 1995).

Como, em geral, os testes têm por objetivo simular as condições de uma estrutura trincada, as orientações das trincas nos corpos de prova, com relação à aplicação dos esforços ou deslocamentos, devem ser iguais àsquelas existentes no componente trincado.

Outros fatores de suma importância referem-se às características da trinca inicial e da forma como ela deve ser gerada nos corpos de prova, de forma a estes venham refletir as reais características do material sob avaliação. A forma mais eficiente de gerar uma trinca inicial aguda o suficiente para fins práticos de execução dos ensaios, é o uso de carregamentos cíclicos (fadiga). Deve-se, no entanto, garantir que o raio na extremidade da trinca após a aplicação dos carregamentos cíclicos (fadiga), seja bem menor que o raio inicial usinado no corpo de prova e também que a zona plástica produzida durante a indução da trinca por fadiga (carregamento cíclico), seja bem inferior à zona plástica quando da ocorrência da fratura propriamente dita.

O valor da tenacidade do material K_{Ic} que representa o fator de intensidade de tensões crítico, associado ao estado plano de deformações, e obtido com corpos de prova que atendem a certos requisitos dimensionais, descritos na norma ASTM-E399-83,

conforme a equação f.1 a seguir. Nesta equação, B , b_0 e σ_{ys} são, respectivamente, a espessura, o ligamento remanescente do corpo de prova e o limite de escoamento do material na temperatura de ensaio. O parâmetro K_{Ic} caracteriza, de forma inequívoca, o estado de tensões na ponta de uma trinca e, por consequência, o comportamento do material à fratura no patamar inferior.

Na região de altas temperaturas, a curva pode ser vista como tendo um outro patamar (Patamar Superior (*Upper Shelf*)) onde a ruptura ocorre por rasgamento dúctil ou por colapso plástico. Nesta região ou patamar superior, um dos parâmetros considerados característicos de uma trinca é o valor J_{Ic} – valor da Integral J associado ao início do crescimento estável da trinca. Na equação f.2 são indicados os requisitos de tamanho dos corpos de prova ensaiados para medir este parâmetro J_{Ic} , em atendimento à norma *ASTM-E813-87*. Estes requisitos são bem mais brandos do que aqueles para ensaios de K_{Ic} , permitindo que corpos de prova significativamente menores sejam utilizados. No entanto, trabalhos de **BAMFORD W. H.; BUSH, A. J. (1979)**, mostraram que estes requisitos dimensionais definidos pela *ASTM* podem ser muito restritivos para materiais dúcteis. Além disto, a alta capacidade de encruamento (*strain hardening*) dos aços austeníticos implica o aumento do domínio do campo de singularidades (tensões e deformações) ao redor da ponta da trinca, minimizando desta maneira os requisitos dimensionais do corpo de prova. **HUTCHINSON J. W.; PARIS P. C. (1979)** propuseram um importante requisito dimensional definido por meio do parâmetro ômega $\omega \gg 1$, definido pela equação f.3. Como referência adota-se valores para o parâmetro ômega superiores a 5 (cinco).

$$B, b_0 \geq 2,5 \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (f.1)$$

$$B, b_0 \geq \frac{25J_{Ic}}{\sigma_{ys}} \quad (f.2)$$

$$\omega = \left(\frac{dJ}{da} \right) \left(\frac{b}{J} \right) \quad (f.3)$$

O nível de restrição à plasticidade na ponta da trinca ou simplesmente *restrição*, é um fator importante para justificar parcialmente a variação dos resultados com o tamanho e a geometria dos corpos de prova utilizados nos ensaios. Quanto maior a *restrição*, maior será o estado de triaxialidade das tensões na ponta da trinca e, portanto, menor o nível de plastificação e menores os níveis de deformação na ponta da trinca (ANDERSON, T. L., 1995).

O efeito tamanho, associado com a espessura, está relacionado com a gradual transição entre a condição de estado plano de tensões - EPT (chapas finas) e a condição de estado plano de deformações (chapas grossas). Quando a região vizinha à superfície, onde prevalece o EPT, é relativamente pequena, comparada com a espessura, sua influência pode ser desprezada e o comportamento se torna independente da espessura. Para assegurar este fato (resultados independentes da espessura) critérios como aqueles definidos nas equações f.1, f.2 e f.3, estabelecem dimensões mínimas para os corpos de prova de acordo com a propriedade que se deseja medir no ensaio (K_{Ic} , J_{Ic}).

Corpos de prova C(T) com grandes dimensões proporcionam a execução de testes com obtenção de trincas com comprimentos maiores. Nestes casos, em função da existência de maior quantidade de material de ligamento, fica bastante evidenciado o decréscimo da inclinação dJ/da da curva J_R no trecho de maiores extensões do comprimento de trinca.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. 10 CFR 50, *USNRC*, Code of Federal Regulations, Title 10, Chapter 1, Part 50, Domestic Licensing of Production and Utilization Facilities, USA, 1996.
2. 51 FR 12502, United States Federal Register - Amendment to 10 CFR 50, Appendix A General Design Criteria 4, May 12, 1986.
3. AINSWORTH, R. A. - Failure assesment diagrams for use in R6 assessments for austenitic components, Nuclear Electric plc, Berkeley Technology Centre, Int. J. Pres. Ves. & Piping 65, p. 303-309, 1996.
4. ANDERSON, T. L. - Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications, CRC Press, Boca Raton, FL, 1995.
5. *ANSI/ANS - 58.2* - Design basis for protection of light water nuclear power plants against effects of postulated pipe rupture, American Nuclear Society, USA, 1980.
6. *ANSI/ANS - 58.3* - Physical protection for systems and components importants to safety, American Nuclear Society, USA, 1977.
7. *ANSI/ISA - 567.03* - Standard for Light Water Reactor Coolant Pressure Boundary Leak Detection Systems, 1982.
8. *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*, Nuclear Power Plant Components, American Society of Mechanical Engineers, New York, NY, 1998.
9. *ASTM-E813-81* - Standard Test Method for J_{IC} , a Measure of Fracture Toughness, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1981 (ver revisão mais atual).
10. *ASTM-E399-83* - Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1983.
11. *ASTM-E813-87* - Standard Test Method for J_{IC} , a Measure of Fracture Toughness, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1987 (ver revisão mais atual).
12. *ASTM-E1152-87* - Standard Test Method for Determining J_R curves, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1987.
13. *ASTM E813-89* - Standard Test Method for J_{IC} , a Measure of Fracture Toughness, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1989.
14. *ASTM E1820-96* - Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1996.
15. BAMFORD, W. H.; BUSH, A. J. - Fracture Behaviour of Stainless Steel, Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, J. D. Landes and others, Eds. American Society for Testing and Materials, 1979, p. 553-577, 1979.
16. BATTELLE-COLUMBUS - Paul M. Scott and Gery M. Wilkowski, PVP- Vol. 323, Fatigue and Fracture Vol. 1, ASME 1996.
17. BEAUDOIN, B.F.; Quinones, D.F.; Hardin, T. C. - Leak Before Break Application in US Light Water Reactor Balance-of-Plant Piping, Int. J. Press. Ves. & Piping 43, p. 67-83, 1990.

18. BLOOM, J. M.; MALIK, S. N. - Procedure for the Assessment of the Integrity of Nuclear Pressure Vessels and Piping Containing Defects, EPRI Topical Report NP-2431, Research Project 1237-2, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, Jun. 1982.
19. BLOOM, J. M. - Validation of a deformation plasticity failure assessment diagram approach to flaw evaluation, in Elastic-Plastic Fracture, Second Symposium, ASTM STP 803, II-206, 1983.
20. BLOOM, J. M. - Deformation Plasticity Failure Assessment Diagram Approach, NUREG CP-0075 / CSNI REPORT 84-97, CSNI/NRC Workshop on Ductile Piping Fracture Mechanics, p. 49-75, 1984.
21. BRUST, F. W. - Approximate methods for fracture analysis of through-wall cracked pipes, NUREG/CR-4853, 1987.
22. BS-7910 - Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures - British Standard, 1999.
23. CHATTOPADHYAY, J.; Dutta, B. K.; Kushwaha, H. S. - Experimental and Analytical Study of Three Point Bend Specimen and Throughwall Circumferentially Cracked Straight Pipe, International Journal of Pressure Vessels and Piping 77, p. 455-471, 2000.
24. CHEXAL, B.; ABDOLLAHIAN, D.; NORRIS, D. M. - Analytical Prediction of Single Phase and Two-Phase Flow Thru Cracks in Pipes and Tubes, 22nd ASME/AIChE National Heat Transfer Conference, N.F., N.Y., 1984.
25. FAUSKE, H. K. - Critical Two-phase steam water flows, Proceedings of the heat Transfer and Fluids Mechanics Institute, 1961.
26. FAUSKE, H. K; HENRY, R. E. - The two-phase critical flow of one component mixture in nozzles, orificies and short tubes, Journal of Heat Transfer, Trans. ASME 93, 1971.
27. *FLET* - Flaw Evaluation by Tearing Instability, Código computacional desenvolvido pelo EPRI, 1991.
28. GILLES, P.; BRUST, F. W. - Approximate methods for fracture analysis of tubular members subjected to combined tensile and bending loads. J. Offshore Mech. Arctic Eng. 116, p. 221-227, 1994.
29. HARRISON, R. P.; LOOSEMORE, K.; MILNE, I. - Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, CEGB Report R/H/R6, United Kingdom. 1976.
30. HENRY, R. E. - The Two Phase Critical Discharge of Initially Saturated or Subcooled Liquid, Nuclear Science and Engineering 41, 1970.
31. HUTCHINSON, J. W. - Singular Behaviour at the End of a Tensile Crack Tip in a Hardening Material, Journal of the Mechanics of Phisics and Solids, Vol. 16, p. 13-31, 1968.
32. HUTCHINSON, J. W.; PARIS, P. C. - Stability Analysis of J-Controlled Crack Growth. Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, J. D. Landes and others, Eds. American Society for Testing and Materials, p. 37-64, 1979.
33. *IEEE/ASTM SI 10-1997* Standard for use of the International System of Units (SI): The Modern Metric System. 1997.

34. *IPIRG-1 - International Piping Integrity Research Group Program – NUREG/CR-6233, Vol. 4, 1997.*
35. *IPIRG-2 - The Second International Piping Integrity Research Group Program – NUREG/CR-6452, 1997.*
36. KANNINEN, M. F. et al. - Mechanical Fracture predictions for sensitized Stainless steel Piping with circumferential Cracks. Final Report, EPRI Report NP-192, Sept. 1976.
37. KLECKER, R. et al. - NRC Leak Before Break (LBB.NRC) analysis method for circumferentially trough-wall cracked pipes under axial plus bending loads, NUREG/CR-4572, 1986.
38. KOYAMA, K.; Muroya, I.; Tanaka, T.; Nakamura, T. - Low Alloy Steel Piping Test for Fracture Criteria for LBB, Nuclear Engineering and Design 191, p. 147-156, 1999.
39. KUMAR, V.; German, M. D.; Shih, C. F. - An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis, EPRI Topical Report NP-1931, Research Project 1231-1, Electric Power Research Institute, Palo Alto, July 1981.
40. LANDES, J. D.; Zhou, Z.; Brown, K. H. - An Application Methodology for Ductile Fracture Mechanics, ASTM STP 1189, Philadelphia, p. 229-264, 1993.
41. MILNE, I.; R. A. Ainsworth; A. R. Dowling; A. T. Stewart - Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects (CEGB/R6), International Journal of Pressure Vessels and Piping 32, p. 01-104, 1987.
42. MILNE, I.; R. A. Ainsworth; A. R. Dowling; A. T. Stewart (CEGB-Central Electricity Generation Board) - Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, CEGB Report R/H/R6 – Revision 3, 1986, International Journal of Pressure Vessels & Piping 32, p. 3-104, 1988.
43. MIURA, N. - Approximate evaluation method for ductile fracture analysis of a circumferentially through-wall-cracked pipe subjected to combined bending and tension, Nuclear Engineering and Design 191 p. 177-194, 1999.
44. MOODY, F. J. - Maximum flow rate of a single component, two-phase mixture, Journal of Heat Transfer, Trans. Am. Soc. of Mechanical Engineers, Vol. 87 (1), Feb. 1965.
45. MUKHERJEE, B. - The J-resistance Curve Leak Before Break Test Program on Material for the Darlington Nuclear Generating Station, Metallurgical Research Department, Ontario, Canada, Int. J. Pres. Ves. & Piping 31, p. 363-385, 1988.
46. MUKHERJEE, S. K.; Robert Cloud and Assoc. INC; Quinones, D.F.; & Server, W.L. - Rupture hardware Minimization in Pressurized Water Reactor Piping, Trans. ASME, Vol. 64, feb. 1989 (e no vol. 111, Journal of Pressure Vessel Technology, 1989).
47. NEALE, B. K.; Curry, D. A.; Green, G.; Haigh, J. R. and Akhurst, K.N. - A procedure for the determination of the fracture resistance of ductile steels, Int J. of Press. Ves. And Piping 20, 155, 1985.
48. *NSAC/114 - Applying Leak Before Break to High Energy Piping, Report to Electric Power Research Institute, Palo Alto, Calif., Novembro 1987.*
49. *NUREG-0800-SRP, Standard Review Plan, Nuclear Regulatory Guide, United States Nuclear Regulatory Commission. 1987.*

50. *NUREG-1061*-Vol. 3, U.S.N.R.C. (U. S. Nuclear Regulatory Commission) – Evaluation of potential for pipe breaks, Washington DC, The Pipe Break Task Group, Report of the U.S. Nuclear Regulatory Commission Piping Review Committee, Nov. 1984.
51. *NUREG/CR-4082* Vol. 4, BMI-2120, Degraded Piping Program – Phase II, Semiannual Report . October 1985 – March 1986.
52. *NUREG/CR-4082* Vol. 8, BMI 2120, Degraded Piping Program – Phase II, Summary of technical results and their significance to Leak Before Break and In-Service flaw acceptance criteria, WILKOWSKI, G.M. et al., BATELLE Columbus Div., USNRC, 1989.
53. *NUREG/CR-6440* - The effects of Cyclic and Dynamic Loading on the Fracture Resistance of Nuclear Piping Steels , Rudland, D. L., and others, December 1996.
54. *NUREG/CR-6540* - State-of-the-Art Report on Piping Fracture Mechanics, BMI-2196, G.M. Wilkowski, R. J. Olson, P. M. Scott, Battelle’s Columbus Division – Division of Engineering Safety – Office of Regulatory Research – U. S. Nuclear Regulatory Commission – Washington DC, Jan 1998.
55. *NUREG/CR-6765* - Development of Technical Basis for Leak Before Break Evaluation Procedures, R. J. Olson, P. M. Scott, Battelle’s Columbus Division – Division of Engineering Technology – Office of Nuclear Regulatory Research – U. S. Nuclear Regulatory Commission – Washington DC, May 2002.
56. OLSON, R.; Scott, P. and Wilkowski, G. M. - Lessons Learned About the Seismic Time-Histories on Pipe-Fracture, SMIRT 14 vol. K, p. 125-136, August 1997.
57. PADILHA, A. F. - Aços Inoxidáveis Austeníticos, Microestrutura e Propriedades, Hemus, 1995.
58. *PDMS* - Plant Design Management System - Version 11.5 SP0, Programa de execução gráfica e integração de projetos fornecido pela Aveva Engineering, IT, U.K.
59. PARIS, P.C.; JOHNSON, R. E. - A Method of Application of Elastic-Plastic Fracture Mechanics to Nuclear Vessel Analysis, Elastic-Plastic Fracture: Second Symposium. Volume II - Fracture Resistance Curves and Engineering Applications, ASTM STP 803. C. F. Shih and J.P. Gudas, Eds., American Society for Testing Materials, p. II-5-II-40, 1983.
60. PARIS, P. C., TADA, H. - The application of fracture proof design method using tearing instability theory to nuclear piping postulating circumferential through-wall cracks, *NUREG/CR-3464*, 1983.
61. PD6493 - Guidance on methods for assessing the acceptability of flaws in fusion welded structures – British Standard Institution, 1991 (superseeded by BS-7910 : 1999).
62. *PICEP* - Pipe Crack Evaluation Program, Palo Alto, CA, Electric Power Research Institute, 1992.
63. *PIFRAC* - Users guide to the NRC’s Piping Fracture Mechanics Data Base, Washington D.C., *NUREG/CR-4894*, 1987.

64. *PIPESTRESS* – Release 2000 - 3.5.0 + 67, Programa de análise de tensões (tubulações) fornecido pela DST Computer Services AS, SWITZERLAND.
65. QUINONES, DAVID – ROBERT, L.; CLOUD & ASSOCIATES, INC. - Comunicação Pessoal - CTMSP, Fax P100-1-L1682, DEC1992.
66. RAHMAN, S.; WILKOWSKI, GERY, M.; BRUST, F. - Analysis of Full-scale pipe fracture experiments on stainless steel flux welds, PVP- vol.280, Fatigue, Flaw Evaluation and Leak Before Break Assessments, ASME 1994.
67. *REGULATORY GUIDE 1.45* - Reactor Coolant Pressure Boundary Leakage Detection System, USNRC-United States Nuclear Regulatory Commission, 1973.
68. *REGULATORY GUIDE 1.70* - Standard Format and Contents of Safety Analysis Reports for Nuclear Power Plants, USNRC-United States Nuclear Regulatory Commission, Revision 3, 1978.
69. RICE, J. R.; ROSENGREN, G. F. - Plain Strain Deformation near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, p. 1-12. 1968.
70. ROBERT L. CLOUD & ASSOCIATES, INC. – ETCNSP LBB COURSE USP, July 1992.
71. ROYLANCE, D. - Stress-Strain Curves, Dept. of Materials Science and Engineering, MIT, Cambridge, MA, August, 2001.
72. RUDLAND, DAVID L.; WILKOWSKI, G. M. - Comparison of through-wall cracked pipe and compact tension specimen cyclic J_R curves, PVP- Vol. 323, Fatigue and Fracture Vol. 1 ASME 1996, p. 217-232.
73. RUGGIERI, C.; DODDS ROBERT H. - Numerical Modeling of Ductile Crack Growth in 3-D using computational cell elements, University of Illinois – UILU-ENG-96-2009 / ISSN:0069-4274. 1996.
74. SCHWALBE, K. H. et al. - The Engineering Treatment Model (ETM) a simple method for estimating the driving force under elastic-plastic and plane stress conditions, ESIS/EGF9: Defect Assessment in Components – Fundamentals and Applications, Mechanical Engineering Publications, London, p. 271-284, 1991.
75. SCHWALBE, K. H., et al. - Application of fracture mechanics principles to austenitic steels, *Int. J. Press. Ves.* 65, p. 193-207, 1996.
76. SCOTT, P.; BRUST, F. - An Experimental and Analytical Assessment of Circumferential Throughwall Cracked Pipes under Pure Bending, NUREG CR-4574, BMI-2136,RF,R5, Battelle's Columbus Division – Division of Engineering Safety – Office of Regulatory Research – U. S. Nuclear Regulatory Commission – Washington DC, Set 1986.
77. SCOTT, P., et al. - The effect of Dynamic and Cyclic Loading During Ductile Tearing on Circumferentially cracked Pipe: Experimental Results, PVP vol. 280, Fatigue, Flaw Evaluation and Leak Before Break Assessments, ASME 1994, p. 207-220 – jun 1994.
78. *STANDARD REVIEW PLAN 3.6.3*, NUREG 0800-USNRC. (“Draft”) – Leak Before Break Evaluation Procedures, Nuclear Regulatory Guide, United States Nuclear Regulatory Commission. 1987.

79. WILKOWSKI, G. M., et al. - The effect of Dynamic and Cyclic loading During Ductile Tearing on Circumferentially Cracked Pipe: Analytical Results - PVP vol. 280, Fatigue, Flaw Evaluation and Leak Before Break Assessments, ASME 1994, p. 221-239, June 1994.
80. ZAHOOR, A.; Kanninen, M. F. - A Plastic Fracture Mechanics Prediction of Fracture Instability in a Circumferentially cracked pipe in Bending – Part I: J Integral Analysis, Transaction of the ASME – 352 Vol. 103, Nov. 1981.
81. ZAHOOR, A. - Ductile Fracture Handbook. Volume 1: Circumferential Throughwall Cracks, Report EPRI NP-6301-D/N14-1, Electric Power Research Institute, Palo Alto, 1989.