

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

ANÁLISE DE CRITICIDADE DE DESCONTINUIDADE EM UM BOCAL DE UM VASO
DE PRESSÃO

por

Ronaldo de Oliveira Machado

Dissertação para obtenção do Título de
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, julho de 2011

ANÁLISE DE CRITICIDADE DE DESCONTINUIDADE EM UM BOCAL DE UM VASO
DE PRESSÃO

por

Ronaldo de Oliveira Machado
Engenheiro Mecânico

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, da
Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos
requisitos necessários para a obtenção do Título de

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Mecânica dos Sólidos

Orientador: Prof. Dr. Ignacio Iturrioz

Comissão de Avaliação:

Prof. Dr. Afonso Reguly, PPGEM / UFRGS

Prof. Dr. Alberto Tamagna, PROMEC / UFRGS

Prof. Dr. Antônio Fernando Burkert Bueno, CAGPPI / IFRS

Prof. Dr. Francis Henrique Ramos França
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 29 de julho de 2011

Dedico este trabalho, aos meus queridos pais João e Eni, a minha amada esposa Cristina e aos meus amados filhos Gabriela e Guilherme.

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador, Prof. Dr. Ignácio Iturrioz pela orientação, apoio, incentivo e paciência;

A empresa Braskem, em especial ao gerente de manutenção, Eng. Jáder Weber Brun, que propiciou a realização deste mestrado disponibilizando os períodos para assistir as aulas, bem como os apoios necessários para confecção do prototipo e corpos de prova para os ensaios;

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, aos professores e funcionários, que possibilitaram um ótimo ambiente de ensino;

Ao Laboratório de Metalurgia Física, em especial ao Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker e ao Ms. Eng. Leandro Pereira Costa, pela disponibilização dos recursos e realização dos ensaios de tração e integral J, respectivamente.

Ao amigo, Eng. Alexandro Egídio Neis, pelo auxílio na modelagem 3D , auxílio nas metalografias e fractografias;

Ao profissional, Rosandro Pinheiro de Oliveira, pelo auxílio na confecção do prototipo;

Ao profissional, Ms Eng. André Beim, pelas discussões a respeito de Mecânica da Fratura;

Aos profissionais, Ms. Eng. Mauro Duque de Araujo e a Arilson Rodrigues, pelas discussões a respeito do ensaio de emissão acústica.

RESUMO

Vasos de pressão e tubulações são equipamentos essenciais em indústrias químicas, petroquímicas, refino de petróleo, entre outras. A operação segura deste tipo de equipamento é um fator determinante, visto que falhas podem variar desde grandes perdas financeiras até consequências catastróficas. Avaliação de descontinuidades encontradas em inspeções podem ser realizadas através de metodologias de fitness for service, as quais são baseadas na mecânica da fratura, que teve grande desenvolvimentos nos últimos 40 anos. Estas metodologias são consagradas como sendo seguras para garantir a integridade de equipamentos em operação. Este trabalho utilizará primeiramente a metodologia de “fitness for service” empregando o guia BS7910 para avaliar um caso de um bocal de oito polegadas de diâmetro unido a um casco de dezesseis polegadas de diâmetro com uma grande descontinuidade do tipo falta de penetração em sua solda. A metodologia de fitness for service será comparada com o resultado do teste experimental, o qual foi realizado através de um teste hidrostático destrutivo monitorado através do ensaio de emissão acústica. Por fim, será realizada uma análise não linear utilizando não linearidade física e geométrica através do método de elementos finitos. A comparação dos resultados numéricos, experimentais e os analíticos obtidos pela aplicação da BS7910 permitiram a obtenção de várias conclusões que são expostas neste trabalho. A metodologia de ajuste ao uso utilizando a BS7910 foi conservativa para o caso estudado. O modo de falha dominante utilizando a BS7910 foi o colapso plástico que foi coerente com o teste experimental. O ensaio de emissão acústica não teve correlação entre a energia acumulada dos sinais captados e a criticidade de descontinuidades entre um bocal e um tampo, o que salientou que para aplicações semelhantes os dados devem ser analisados cuidadosamente uma vez que regiões sujeitas a colapso plástico como no caso do bocal estudado podem emitir sinais de menor intensidade que descontinuidades onde existe a interação entre os modos de fratura e colapso plástico. A análise não linear utilizando não linearidades física e geometria teve o resultado 5,8% maior que a pressão de ruptura no teste experimental que foi de 14,7MPa, o que pode ser considerado um resultado com um bom grau de aproximação.

Palavras-chave: vaso de pressão; bocal; fitness for service; colapso plástico; emissão acústica.

ABSTRACT

Pressure vessels and pipes are essential equipment in the chemical, petrochemical, petroleum refining, among others. The safety operation of this equipment is an important aspect, since failures can vary from large financial losses to catastrophic consequences. Evaluation discontinuity found in inspections can be performed by fitness for service methodology which is based on fracture mechanics, which had great developments in the last 40 years. These methodologies are known as being the best way to ensure the integrity of equipment while in operation. This work first uses the fitness for service methodology according BS7910 guide to evaluate lack of weld penetration in eight-inch nozzle attached to a shell with sixteen inches in diameter. The methodology of fitness for service was compared with the experimental test result, which was performed by a destructive hydrostatic test monitored by acoustic emission test. Finally, finite element method was performed using nonlinearity physical and geometric techniques. The comparison of numerical, experimental and analytical results obtained by the application of BS7910 allowed us to obtain several conclusions that are exposed in this work. The methodology using the BS7910 was conservative for the case study. The dominant failure mode using the BS7910 was the collapse of plastic that was consistent with the experimental test. The acoustic emission technique had no correlation between the stored energy of the picked up signals and criticality of discontinuities between a nozzle and a head, which pointed out that for similar applications data must be analyzed carefully since in regions subjected to plastic collapse such as in the case studied nozzle can generate signals of lower intensity that discontinuities where there is an interaction between the modes of fracture and plastic collapse. The nonlinear analysis result using physics and geometry nonlinearities was 5.8% higher than the rupture pressure of the experimental test was 14.7 MPa, being considered a result with a good degree of accuracy.

Keywords: pressure vessel; nozzle; fitness for service; plastic collapse; acoustic emission.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Considerações Iniciais	1
1.2	Objetivos	3
1.2.1	Objetivo Geral	3
1.2.2	Objetivos Específicos	3
1.3	Estrutura do trabalho	4
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	5
2.1	Mecânica da Fratura	5
2.1.1	Mecânica da Fratura Linear Elástica	8
2.1.1.1	Taxa de Liberação de Energia	8
2.1.1.2	Fator de Intensidade de Tensões	9
2.1.1.3	Correlação entre o ensaio de impacto e K_{IC}	11
2.1.2	Mecânica da Fratura Elastoplástica	11
2.1.2.1	CTOD – Crack Opening Displacement	14
2.1.2.2	Integral J	16
2.2	Conceitos básicos da análise não linear	20
2.2.1	Não linearidade material	20
2.2.2	Não linearidade geométrica	23
2.3	Metodologia de Adequação ao Uso	23
2.3.1	Metodologia FAD	23
2.3.1.1	Metodologia de adequação ao uso conforme BS7910	23
2.4	Considerações sobre projetos de vasos de pressão conforme ASME	29
2.4.1	Projeto de bocais em vasos de pressão conforme ASME Seção VIII Divisão 1	31
2.5	Aspectos básicos do ensaio não destrutivo de emissão acústica	34
2.5.1	Ondas geradas durante a emissão acústica	35
2.5.2	Características do ensaio de emissão acústica	37
2.5.3	Equipamentos utilizados no ensaio de emissão acústica	38
2.5.4	Características do sinal de emissão acústica	39
2.5.5	Fontes macroscópicas de emissão acústica	41
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	43
3.1	Determinação da pressão de colapso de regiões de ligação casco e bocais	43
3.2	Ocorrência de colapso plástico em vasos e tubulações	49
3.3	Aplicação de ensaio de emissão acústica em vasos de pressão	51
4	METODOLOGIA	53
4.1	Cálculo do protótipo do vaso de pressão	53
4.2	Caracterização das propriedades mecânicas	53
4.3	Cálculo de criticidade da descontinuidade	54

4.3.1	Cálculo das tensões aplicadas no protótipo.....	54
4.4	Análise elastoplástica utilizando o método de elementos finitos.....	55
4.5	Teste Experimental.....	56
4.5.1	Teste hidrostático.....	56
4.5.2	Ensaio de emissão Acústica.....	56
4.6	Análise de falha da fratura.....	56
5	DESENVOLVIMENTO DO TRABALHO.....	57
5.1	Descrição da estrutura utilizada para realizar os testes.....	57
5.2	Determinação das propriedades mecânicas da estrutura em estudo.....	59
5.2.1	Análise Química.....	60
5.2.2	Ensaio de Charpy V.....	61
5.2.3	Ensaio de Integral J.....	63
5.2.4	Ensaio de tração.....	69
5.2.5	Determinação do KIC através do ensaio de Charpy.....	71
5.3	Estudos realizados.....	72
5.3.1	Teste experimental do protótipo.....	72
5.3.1.1	Teste hidrostático.....	72
5.3.1.2	Ensaio de emissão acústica.....	73
5.3.2	Análise de criticidade conforme BS7910 nível 2A e 2B.....	78
5.3.2.1	Determinação das tensões na região de ligação casco bocal.....	78
5.3.2.2	Caracterização da descontinuidade encontrada.....	82
5.3.2.3	Cálculo de criticidade da descontinuidade.....	84
5.4	Análise elastoplástica.....	90
5.5	Resultado da análise visual e metalográfica.....	95
6	CONCLUSÕES.....	99
7	SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS.....	101
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	102
	APÊNDICE A – Cálculo de criticidade para a descontinuidade do tempo.....	105
	APÊNDICE B – Resultados do ensaio de emissão acústica (detalhado por canal)...	112
	APÊNDICE C – Resultados memorial de cálculo do protótipo.....	121
	APÊNDICE D – Verificação da consistência do modelo utilizado na análise linear.	126

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1	Resultado de inspeções em bocais de vasos de pressão de duas populações fabricadas em épocas diferentes, na esquerda são apresentados resultados de equipamentos que foram fabricados no final da década de 70 e operaram 28 anos, na direita são apresentados resultados de equipamentos que foram fabricados no meio da década de 90 e operaram 6 anos.....	2
Figura 1.2	Resultado da inspeção de 158 bocais em paradas de manutenção.....	3
Figura 2.1	Geometria avaliado por Inglis.....	6
Figura 2.2	Modos de deformação	9
Figura 2.3	Sistema de coordenadas utilizado para representar o estado de tensões na extremidade de uma trinca.....	10
Figura 2.4	Range de Aplicação da MFLE, MFEP e do Colapso Plástico.....	12
Figura 2.5	Efeito da tenacidade a fratura no modo de falha.....	14
Figura 2.6	Definição de CTOD.....	15
Figura 2.7	Representação do caminho arbitrário Γ escolhido para o cálculo da integral J.....	16
Figura 2.8	Corpo de prova previsto na norma ASTM E 1820 para a realização do ensaio para determinação da integral J. a) Corpo de prova SE(B), b) Corpo de prova C(T), C) Corpo de prova DC(T).....	17
Figura 2.9	Curva típica de descarregamento para o cálculo da propagação da trinca através da flexibilidade.....	18
Figura 2.10	Gráfico de construção e qualificação de dados para obtenção do valor de J_{IC} do material.....	19
Figura 2.11	Curvas tensão x deformação típicas de materiais elastoplásticos....	22
Figura 2.12	Representação do endurecimento no campo de tensões, na esquerda	

	endurecimento isotrópico e na direita endurecimento cinemático.....	22
Figura 2.13	Diagrama FAD típico.....	25
Figura 2.14	Modos de falha que podem ser avaliados pela BS 7910.....	26
Figura 2.15	Exemplo do dimensionamento de descontinuidades	27
Figura 2.16	Exemplos de projeção da descontinuidade para os planos normais as tensões atuantes.....	28
Figura 2.17	Curvas FAD genérica e específica com escoamento contínuo e descontínuo.....	29
Figura 2.18	Tensão tangencial devido a um furo em um casco cilíndrico pressurizado internamente.....	32
Figura 2.19	Tensão tangencial devido a um furo em um casco esférico pressurizado internamente.....	32
Figura 2.20	Figura UG37.1 do ASME SeçãoVIII Divisão 1 mostrando áreas consideradas para verificar se o bocal está adequadamente reforçado.....	34
Figura 2.21	Representação esquemática do ensaio de emissão acústica.....	35
Figura 2.22	a) esquema mostrando fonte emitindo ondas por uma fonte de emissão acústica e as ondas refletidas sendo recebidas pelo sensor; b) Amplitudes das ondas diretas e ondas refletidas que o sensor está recebendo.....	37
Figura 2.23	Representação de um sistema básico de emissão acústica com quatro canais.....	38
Figura 2.24	Onda hipotética de emissão acústica e parâmetros da onda que são medidos.....	41
Figura 2.25	Curva tensão x deformação e contagem para um aço médio carbono.....	41
Figura 3.1	Desenho representando a geometria do tampo esférico e o bocal na configuração com defeito (esquerda) [dimensões em mm] e malha gerada para análise no MEF (direita).....	44
Figura 3.2	Curva pressão x deslocamento para as diferentes modelos analisadas (para a geometria 4 é representado os diferentes critérios	

	de colapso plástico).....	45
Figura 3.3	Desenho representado o vaso de pressão o qual teve a análise utilizando MEF (dimensões em mm).....	47
Figura 3.4	Detalhe da malha gerada para o caso analisado.....	47
Figura 3.5	Aplicação do método da dupla flexibilidade para obtenção da carga de colapso.....	48
Figura 3.6	Geometria analisada por Zarrabi et al 1997.....	49
Figura 3.7	Resultado da análise de Zarrabi et al, 1997.....	50
Figura 3.8	Resultado da aplicação da abordagem global e abordagem local para um tubo espesso raio externo de 44,45mm, $t= 22,2\text{mm}$ (espessura), $P_0=$ pressão de colapso do tubo sem trinca e $P =$ pressão de colapso do tubo com a trinca.....	50
Figura 3.9	Parâmetros de amplitude e duração durante o teste hidrostático do protótipo.....	52
Figura 4.1	Elemento SOLID95.....	55
Figura 4.2	Vista do equipamento de emissão acústica utilizado.....	56
Figura 5.1	Desenho do protótipo construído.....	58
Figura 5.2	Representação da descontinuidade analisada com auxílio do guia BS7910.....	59
Figura 5.3	Representação de metade da seção de tubo de 8” com solda utilizado para remoção dos corpo de prova para os ensaios destrutivos.....	60
Figura 5.4	Desenho dos corpos de prova do ensaio de Charpy (região hachurada mostra orientação do entalhe em relação à solda).....	61
Figura 5.5	Vista do aspecto dos corpos de prova após o ensaio de Charpy lado esquerdo corpos de prova soldados e na direita corpo de prova do tubo.....	62
Figura 5.6	Desenho dos corpo de prova utilizados nos ensaios de integral “J”..	63
Figura 5.7	Curva carga x abertura da trinca ensaio SE(B).....	64
Figura 5.8	Definição da região para qualificação dos dados do ensaio de integral J conforme ASTM E 1820.....	65
Figura 5.9	Aspecto da propagação da trinca observada no corpo de prova do	

	tubo.....	65
Figura 5.10	Curva carga x abertura da trinca ensaio SENT.....	66
Figura 5.11	Curva J-R adquirida no ensaio de Integral J com corpo de prova SENT.....	67
Figura 5.12	Na direita, vista da máquina de tração com mordentes hidráulicos utilizado no ensaio de integral J com corpo de prova SENT, na esquerda detalhe do clip de medição da abertura da trinca no início do ensaio.....	67
Figura 5.13	Vista do corpo de prova SENT no final do ensaio visualmente não houve propagação de trinca, nota-se grande deformação plástica da região do ligamento do corpo de prova.....	68
Figura 5.14	Vista da extremidade da fissura de um corpo de prova SENT com 50x e 200x, onde é observado que extremidade da fissura cega, porém não tem propagação da trinca.....	68
Figura 5.15	Desenho dos corpos de prova do ensaio de tração.....	69
Figura 5.16	Curva tensão x deformação do metal de solda.....	70
Figura 5.17	Curva tensão x deformação do metal de base.....	71
Figura 5.18	Curva de pressurização utilizada no teste hidrostático.....	73
Figura 5.19	Vista planificada do casco do vaso de pressão com a localização dos sensores de emissão acústica e região que teve a ruptura no teste hidrostático.....	74
Figura 5.20	Vistas mostrando localização dos sensores durante o teste hidrostático.....	74
Figura 5.21	Energia Acumulada por Canal x Pressão Aplicada.....	77
Figura 5.22	Localização planar das fontes de emissão acústica durante o teste hidrostático.....	77
Figura 5.23	Modelo 3D e condições de contorno.....	78
Figura 5.24	Modelo sólido 3D e carregamentos de pressão aplicados a superfície interna e força nas extremidades do casco e do bocal.....	79
Figura 5.25	Tensão equivalente de von Misses.....	80
Figura 5.26	Tensões no sentido radial com referência ao bocal.....	80
Figura 5.27	Vista do “caminho” criado a partir do qual será realizado a	

	linearização de tensões na região onde a descontinuidade está localizada na pressão aplicada de 5,55MPa (Região 1).....	81
Figura 5.28	Linearização de tensões realizada na seção onde a descontinuidade está localizada na pressão aplicada de 5,55MPa (Região 1).....	81
Figura 5.29	Vista do “caminho” criado a partir do qual será realizado a linearização de tensões na região onde a descontinuidade está localizada na pressão aplicada de 5,55MPa (Região 2).....	82
Figura 5.30	Linearização de tensões realizada na seção onde a descontinuidade está localizada na pressão aplicada de 5,55MPa (Região 2).....	82
Figura 5.31	Regiões onde foram adquiridas as tensões de membrana e flexão, tensões na direção radial com referência ao bocal.....	83
Figura 5.32	Fator geométrico M_m figura M. 4 do guia BS7910:2005.....	85
Figura 5.33	Fator geométrico M_b figura M. 5 do guia BS7910:2005.....	86
Figura 5.34	Diagrama FAD para a região 1.....	89
Figura 5.35	Diagrama FAD para a região 2.....	89
Figura 5.36	Vista da curva tensão x deformação utilizada no modelo de endurecimento multilinear cinemático.....	91
Figura 5.37	Modelo 3D utilizado na análise elastoplástica.....	92
Figura 5.38	Resultado das tensões equivalentes de von Misses na superfície externa com uma pressão aplicada de 5,55 MPa.....	92
Figura 5.39	Resultado das tensões equivalentes de von Misses na superfície externa com uma pressão aplicada de 15,6 MPa.....	92
Figura 5.40	Resultado das tensões equivalentes de von Misses na superfície interna na pressão de 15,6 MPa	93
Figura 5.41	Resultado das tensões equivalentes de von Misses na superfície interna na pressão de 15,6 MPa.....	93
Figura 5.42	Curva pressão x tensão na região 2 (nó 55311).....	94
Figura 5.43	Curva pressão x deformação na região 2 (nó 55311).....	94
Figura 5.44	Localização de amostras retirada que foram analisadas com auxílio de microscópio óptico.....	95

Figura 5.45	Amostras removidas para análise no microscópio ótico.....	95
Figura 5.46	Amostra da região R1.1 observa-se que houve embotamento e pequena propagação onde a descontinuidade propagou até encontrar outra descontinuidade arredondada; Esquerda ampliação 50X e direita ampliação de 200x; Ataque Nital 2%.....	96
Figura 5.47	Amostra da região R2.1 observa-se que houve grande deformação plástica na superfície da qual a trinca é nucleada, embotamento e propagação onde a descontinuidade propagou aproximadamente 300 μm ; Esquerda ampliação 50X e direita ampliação de 200x; Ataque Nital 2%.....	97
Figura 5.48	Região R2.1 que teve a trinca passante gerada na ruptura. Na direita é visualizada a trinca no protótipo. Na esquerda é visualizada um pedaço da amostra removida para análise.....	97
Figura 5.49	Superfície da fratura visualizada com aumento de 1000X, observa-se fratura característica dútil com formação de dimples.....	98
Figura A.1	Detalhe da solda do tampo com descontinuidade do tipo falta de fusão interpasses.....	105
Figura A.2	Detalhe da descontinuidade.....	106
Figura A.3	Modelo axissimétrico do tampo.....	106
Figura A.4	Tensões circunferenciais na ligação entre o casco e o tampo.....	107
Figura A.5	Tensões circunferenciais linearizadas na região de interesse para pressão aplicada de 5,55MPa.....	107
Figura A.6	Gráfico para obtenção do fator de forma M_m	109
Figura A.7	Gráfico para obtenção do fator de forma M_b	109
Figura A.8	Cálculo do fator de correção de plasticidade	110
Figura A.9	Diagrama FAD conforme nível 2.....	111
Figura B.1	Resultado no canal 1 – Filtro utilizado threshold maior ou igual a 50 dB.....	112
Figura B.2	Resultado no canal 2 – Filtro utilizado threshold maior ou igual a 50 dB.....	113

Figura B.3	Resultado no canal 1 – Filtro utilizado threshold maior ou igual a 50 dB.....	114
Figura B.4	Resultado no canal 1 – Filtro utilizado threshold maior ou igual a 50 dB.....	115
Figura B.5	Resultado no canal 1 – Filtro utilizado threshold maior ou igual a 50 dB.....	116
Figura B.6	Resultado no canal 1 – Filtro utilizado threshold maior ou igual a 50 dB.....	117
Figura B.7	Resultado no canal 1 – Filtro utilizado threshold maior ou igual a 50 dB.....	118
Figura B.8	Resultado no canal 1 – Filtro utilizado threshold maior ou igual a 50 dB.....	119
Figura B.9	Número de hits captados pelos sensores (azul) e amplitude dos sinais por canal.....	120
Figura B.10	Energia acumulada por canal (vermelho) e amplitude dos sinais por canal.....	120
Figura D.1	Resultado das tensões circunferenciais em relação ao casco (cilindro maior).....	127
Figura D.2	Fator concentrador de tensão devido a bocal, D = diâmetro Casco, d = diâmetro Bocal, T = espessura casco, t =espessura bocal	127

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1	Fatores que tende a aumentar ou diminuir a amplitude relativa da resposta da emissão acústica.....	42
Tabela 3.1	Critério de plastificação utilizados no trabalho de Payten e Law.....	44
Tabela 3.2	Resultados do trabalho de Payten e Law (1998).....	45
Tabela 3.3	Comparação dos resultados experimentais e numéricos através MEF realizados por Liu et al, 2008.....	48
Tabela 5.1	Condições de projeto utilizado no cálculo do vaso e valores de PMTA e teste hidrostático.....	57
Tabela 5.2	Lista de materiais utilizados no protótipo.....	58
Tabela 5.3	Resultado da análise química.....	61
Tabela 5.4	Resultado dos ensaio de Charpy – V nas amostras do tubo.....	62
Tabela 5.5	Resultado dos ensaio de Charpy – V nas amostras da solda.....	62
Tabela 5.6	Resultado dos ensaio de tração nos corpos de prova da solda.....	70
Tabela 5.7	Resultado dos ensaio de tração nos corpos de prova do metal base.	70
Tabela 5.8	Valores das tensões primárias de membrana e flexão para as regiões 1 e 2.....	80
Tabela 5.9	Cálculo do fator de intensidade de tensão aplicado.....	86
Tabela 5.10	Tensão de referência calculada.....	88
Tabela 5.11	KR e LR calculados para as regiões 1 e 2.....	89
Tabela 5.12	Dados de Tensão e Deformação utilizados na análise elastoplástica.	90
Tabela A.1	Tensões locais na região de interesse.....	107
Tabela A.2	Resultado do cálculo das tensões de referência e fator de intensidade de tensão aplicados.....	110
Tabela A.3	Resultado do cálculo de K_r e L_r	110
Tabela C.1	Resumo do cálculo das áreas do bocal.....	125

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

ANSYS	Software comercial de elementos finitos
ASME	American Society Mechanical Engineers
ASTM	American Society for Testing and Materials
API	American Petroleum Institute
BS	British Standard
CTOD	Crack Tip Opening Displacement
EA	Ensaio de Emissão Acústica
EPS	Deformação Plástica Efetiva
FAD	Failure Assessment Diagram
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
MFEP	Mecânica da Fratura Elastoplástica
MEF	Método de Elementos Finitos
NBR	Denominação de norma da Associação Brasileira de Normas Técnicas
SE(B)	Corpo de prova de mecânica da fratura utilizado em ensaios de flexão em 3 pontos
SENT	Corpo de prova de mecânica da fratura utilizado em ensaio de tração
SINTAP	Structural Integrity Assessment Procedure
TOFD	Técnica de Ultrassom Denominada Time of Flight Diffraction

LISTA DE SÍMBOLOS

a	Metade da altura do eixo maior, no caso de um furo elíptico, ou metade da altura no caso de uma trinca
a_c	Comprimento crítico de trinca
A	Área da trinca
A_{pl}	Área plástica
a_{nz}	Diâmetro do bocal
B	Metade da largura do eixo menor de um furo elíptico
C_I	Número de ciclos
ds	elemento do contorno Γ
(F)	Condições de contorno
(\dot{F})	Taxa de aplicação de carga
J	Integral J
J_{IC}	Valor de integral J crítico
J_{el}	Integral J parte elástica
J_{pl}	Integral J parte plástica
J_Q	Valor de integral J a verificar se atende os requisitos de J_{IC}
K	Fator de intensidade de tensão
K_{eff}	Tenacidade efetiva
K_{mat}	Tenacidade a fratura do material
K_I	Fator de intensidade de tensão no modo I de deformação
K_{II}	Fator de intensidade de tensão no modo II de deformação
K_{III}	Fator de intensidade de tensão no modo III de deformação
K_R	Taxa entre a tenacidade aplicada e a tenacidade do material
L	Comprimento longitudinal do bocal a partir do casco
m	fator de correlação entre CTOD e Integral J
M_s	Fator Intensificador de tensão
M_T	Fator Intensificador de tensão
N	Contagem de emissão acústica
n	Constante que varia de 2 a 10

P_m	Tensão de Membrana
P_b	Tensão de flexão
Q	Função de tensões denominada de potencial plástico
r	Raio a partir da extremidade da trinca
r_i	Raio interno
r_y	Raio plastificado (correção de Irwin)
S_r	Taxa entre a tensão de referência e a tensão de escoamento
T^{temp}	Temperatura
t_n	Espessura do bocal
\vec{T}	Vetor tração
Y	Função adimensional dependente da geometria
τ_{xy}	Tensão de corte atuante no plano formado pela trinca
θ	Ângulo formado a partir do plano gerado pela trinca
\vec{u}	deslocamento
w	densidade de energia
w_f	Energia de fratura
W	Largura
W_s	Trabalho requerido para criar novas superfícies
α	coeficiente do comportamento tensão x deformação de Ramberg-Osgood
ϵ_0	Deformação referência no limite de escoamento
ν	Coefficiente de Poisson
η	Fator dimensional utilizado para cálculo da integral J
δ	CTOD
ρ	comprimento da zona plastificada
ρ^r	raio menor da elipse (geometria de Inglis)
λ	Multiplicador plástico
σ	Tensão remota aplicada
σ_A	Tensão no atuante no ponto devido ao concentrador de tensões (geometria de Inglis)
σ_e	Tensão de escoamento
σ_{eq}	Tensão Equivalente
σ_i	Tensões principais
σ_f	Tensão de falha

σ_{evc}	Tensão equivalente calculada
σ_{evr}	Tensão equivalente de ruptura
σ_0	Tensão referência no limite de escoamento
σ_{ref}	Tensão de referência
σ_u	Tensão limite de resistência
σ_x	Tensão paralela ao eixo da trinca
σ_y	Tensão normal ao eixo da trinca
X_{calc}	Tenacidade à fratura aplicado
X_{mat}	Tenacidade a fratura do material

1. INTRODUÇÃO

1.1 Considerações Iniciais

Dentre os diferentes ramos da indústria, aqueles que trabalham com sistemas englobando equipamentos pressurizados contendo fluídos perigosos como por exemplo: indústrias químicas, petroquímicas e nucleares tem como atividade intrínseca a segurança de processo e das pessoas, ou seja, ocorrências como vazamento ou colapsos de equipamentos e/ou tubulações são inadmissíveis, pois podem levar a perdas em nível de pessoas, natureza ou instalações.

As unidades industriais que operam com plantas contendo equipamentos pressurizados, sejam eles, vasos de pressão ou tubulações, atendem a códigos de projeto, que dão requisitos mínimos em nível de projeto e controle de qualidade para aferir segurança na operação destes tipos de equipamento. No que diz respeito ao controle de qualidade, os códigos de projeto baseados em regras dão critérios de aceitação arbitrados em boas práticas de engenharia. Em inspeções periódicas ou manutenções não é nada incomum serem encontradas descontinuidades advindas da fabricação ou geradas no período de operação. Nestas situações na grande maioria das vezes a aplicação dos critérios utilizados na fabricação fazem com que as descontinuidades encontradas sejam reprovadas.

Resultados de inspeções realizadas em bocais de vasos de pressão, pertencentes a uma unidade petroquímica brasileira, utilizando a técnica de ultrassom, evidenciaram um grande número de bocais que seriam reprovados utilizando os critérios do código de fabricação, que neste caso foi o ASME Seção VIII Divisão 1, apêndice 12, onde a grande maioria das descontinuidades foram caracterizadas como sendo falta de fusão advindas da fabricação dos vasos. As inspeções foram realizadas nos anos de 2001 e 2008 em uma população de vasos de pressão construídos no final da década de 70 e em 2005 em uma população de equipamentos fabricado na metade da década de 90. Do total de 161 bocais inspecionados, 93 foram reprovados. A figura 01 mostra os resultados das inspeções por ultrassom nos bocais das duas populações de equipamentos inspecionados. A figura 02 mostra o resultado das inspeções após a aplicação da metodologia BS7910 através no nível 2A.

A condição previamente descrita faz com que responsáveis por atestar a integridade tenham que utilizar uma metodologia de adequação ao uso (fitness for service), sendo este um

ramo específico da engenharia onde são avaliados condições de estruturas com descontinuidades que no caso de propagação vazamentos ou colapso podem levar a perda de um grande número de vidas e/ou grandes quantias em ativos financeiros.

Dentro do contexto descrito nestas condições iniciais, surgiu a motivação para a realização deste trabalho. O trabalho será a seguir apresentado com o objetivo de realizar um estudo de caso em um bocal de um vaso de pressão que será levado até a ruptura durante um teste hidrostático. Nesta condição será realizado uma análise de criticidade utilizando a metodologia existente na BS7910 nível 2, o teste hidrostático monitoramento com emissão acústica e será realizado uma análise não linear utilizando o método de elementos finitos para avaliação do limite de resistência da estrutura. Por fim, os resultados do teste hidrostático, da análise de criticidade, da emissão acústica e da análise não linear serão analisados fazendo as correlações necessárias e chegando a uma conclusão sobre estes itens.

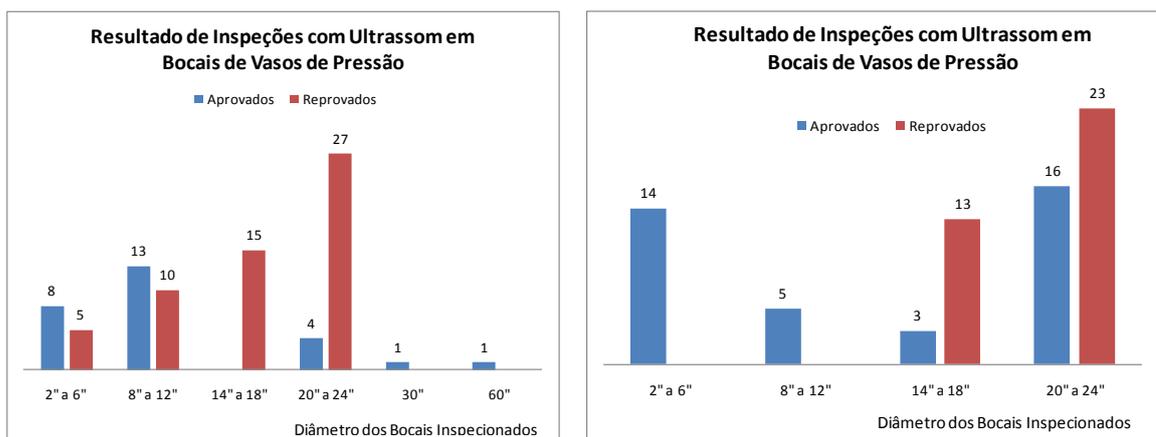


Figura 1.1 – Resultado de inspeções em bocais de vasos de pressão de duas unidades industriais fabricadas em épocas diferentes, na esquerda são apresentados resultados de equipamentos que foram fabricados no final da década de 70 e operaram 28 anos, na direita são apresentados resultados de equipamentos que foram fabricados no meio da década de 90 e operaram 6 anos.

RESULTADO DE INSPEÇÕES EM BOCAIS

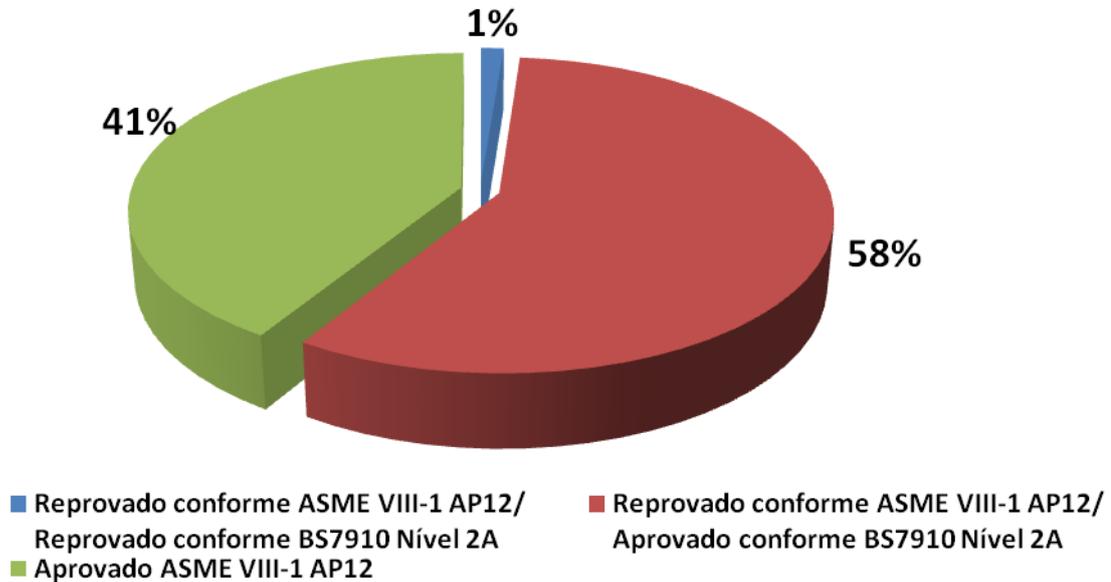


Figura 1.2 – Resultado da inspeção de 158 bocais em paradas de manutenção

1.2 Objetivos

1.2.1 Objetivo Geral

Estudar utilizando diferentes metodologias, à união entre um bocal e um vaso de pressão. Do ponto de vista estrutural este detalhe construtivo apresenta várias particularidades que merecem ser analisadas em detalhe.

1.2.2 Objetivos Específicos

Como objetivos específicos o trabalho será desenvolvido a fim de atingir os seguintes itens abaixo listados:

- a) Realizar um teste hidrostático sobre uma ligação casco bocal construído especificamente para este estudo, seguindo o código de projeto e fabricação ASME seção VIII Divisão 1 e intencionalmente admitir na fabricação do vaso uma descontinuidade no bocal que é reprovada pelos critérios do código.

- b) Realizar a análise de uma descontinuidade na ligação casco bocal utilizando o guia BS7910:2005 da British Standard nos níveis 2A e 2B.
- c) Realizar o ensaio de emissão acústica durante o teste de pressão no protótipo construído.
- d) Modelar numericamente o teste hidrostático empregando uma análise não linear física e geométrica.

1.3 Estrutura do Trabalho

O presente trabalho está organizado da seguinte forma após a presente introdução no capítulo 2 é apresentado a fundamentação teórica, que descreverá conceitos elementares dos assuntos tratados nesta dissertação. No capítulo 3 é apresentado uma rápida revisão bibliográfica de trabalhos que consultados e auxiliaram do desenvolvimento do tema. No capítulo 4 são apresentadas as metodologias que foram utilizadas neste trabalho. O desenvolvimento da metodologia aplicada e os resultados obtidos serão apresentados no capítulo 5. Finalmente no capítulo 6 são apresentadas as conclusões do trabalho e no capítulo 7 são dadas sugestões de como continuar o mesmo.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Neste capítulo serão apresentados brevemente os fundamentos teóricos necessários para a construção desta dissertação. Serão aqui apresentados tópicos relacionados com a mecânica da fratura, metodologia de cálculo de bocais utilizando pelo ASME VIII Divisão 1, metodologia de adequação ao uso, análise não linear e emissão acústica.

2.1 Mecânica da Fratura

Dentro da disciplina da mecânica dos sólidos o dimensionamento de estruturas pode seguir duas abordagens distintas. A abordagem tradicional da resistência dos materiais, precursora no cálculo de estruturas, tem como objetivo comparar a máxima demanda em termos de tensão numa estrutura dada que dependerá da geometria da estrutura e das condições de contorno com a resistência de um corpo de prova simples, que neste caso tem como parâmetros essenciais o material, a temperatura e a velocidade de carregamento do ensaio. Como o estado tensional num volume elementar da estrutura é caracterizado por um tensor simétrico de 6 componentes em princípio diferentes é necessária uma teoria de resistência que permita definir quando o tensor de tensões que acontece num determinado volume elementar leva a estrutura a ruptura. No caso dos metais usados em vasos de pressão existem duas teorias que permitem definir esta situação com relativa exatidão que são: a teoria de resistência de Von Mises e a de Tresca. Estas teorias permitem definir um valor chamado tensão equivalente.

Desta forma num corpo de prova simples definiremos a tensão equivalente crítica no qual o corpo de prova simples que foi ensaiado rompe, e compararemos com a tensão equivalente obtida no volume elementar mais solicitado da estrutura. Estas tensões equivalentes serão função das componentes do tensor de tensões dos volumes elementares que estamos comparando. Portanto para verificar uma estrutura utilizando esta abordagem devemos utilizar a seguinte expressão:

$$\sigma_{evc}(F, Geometria) < \sigma_{evr}(Material, T^{temp}, \dot{F}) \quad (2.1)$$

Onde,

σ_{evc} = Tensão equivalente calculada

σ_{evr} = Tensão equivalente requerida

A abordagem tradicional é largamente utilizada dentro da engenharia para cálculo de estruturas e teve grandes evidências de suas limitações quando da ocorrência de rupturas catastróficas de estruturas de navios durante a segunda guerra mundial. Os eventos envolvendo navios de guerra de casco soldado navegando em águas geladas tiveram fraturas catastróficas que não eram explicadas utilizando a abordagem tradicional. Utilizando a abordagem tradicional já em 1913 Inglis havia tentado solucionar o problema admitindo que uma trinca pudesse ser considerada como uma geometria que se aproximava a uma elipse onde o eixo menor tendia a zero [Anderson, 1995], ver figura 2.1. Inglis tentou calcular a tensão que levaria ao colapso da estrutura considerando que a extremidade da fissura era um concentrador de tensão, como o raio “ ρ ” tendia a zero a tensão tendia ao infinito indicando o limite do uso da abordagem tradicional para o tratamento de estruturas contendo descontinuidades do tipo trinca.

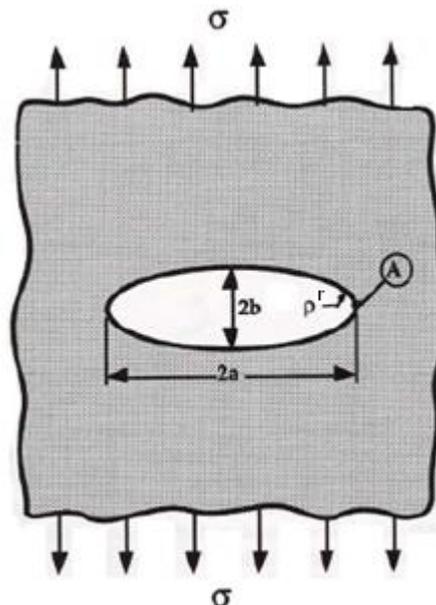


Figura 2.1 – Geometria avaliada por Inglis [Anderson, 1995]

Onde o raio ρ^r e a tensão no ponto A são dados pelas expressões abaixo,

$$\rho^r = \frac{b^2}{a} \quad (2.2)$$

$$\sigma_A = \sigma \left(1 + 2 \sqrt{\frac{a}{\rho^r}} \right) \quad (2.3)$$

A abordagem da mecânica fratura conseguiu solucionar o paradoxo de Inglis, quando Griffith em 1920, analisou o problema de estruturas contendo descontinuidade, utilizando uma teoria de energia baseada na primeira lei da termodinâmica, que inicialmente ficou restrita a materiais frágeis como por exemplo vidro, que posteriormente foi adequado a materiais metálicos, por Irwin e colaboradores que levaram em conta a plastificação na extremidade da trinca, então nasceu à mecânica da fratura linear elástica e assim uma nova abordagem que podia ser utilizada em materiais metálicos contendo trincas, onde as trincas obedeciam ao comportamento elástico com pequenas plastificações na extremidade da trinca.

Assim como a expressão 2.1 pode representar à verificação de projeto utilizando à abordagem tradicional. No caso de considerar que a estrutura em análise tem um defeito de dimensão “ a ”, para realizar a avaliação da estrutura com dito defeito não podemos utilizar a expressão 2.1, pois na extremidade da ponta da fissura sempre vamos ter que a tensão equivalente crítica obtida num corpo de prova simples e maior que a tensão equivalente da estrutura nas proximidades da fissura ainda para níveis de carga muito baixos. Por isso é necessário realizar a comparação do estado tensional da estrutura que estamos avaliando e da capacidade mecânica do material utilizado em termos de outro parâmetro que chamaremos de X. Este parâmetro permitirá definir quando a fissura de comprimento “ a ” propaga em forma instável. Teremos um parâmetro X para medir a intensidade do estado tensional na proximidade da ponta da fissura que chamaremos X_{calc}. E vamos ter um valor X crítico que será uma propriedade do material comumente chamada de tenacidade a fratura, que será medido num corpo de prova trincado com geometria simples. Quando X_{calc} > X_{crit} se espera que a fissura a da estrutura em análise para o nível de carga aplicado propague em forma instável.

A expressão 2.4 representa a verificação de projeto utilizando a abordagem da mecânica da fratura. O valor de X_{calc} , é função da geometria do corpo de prova incluída a forma e comprimento da fissura, e das condições de contorno, por outro lado X_{mat} , depende do material e das condições de temperatura (T^{temp}), da taxa de aplicação de carga ((F)) e da espessura do corpo de prova que indiretamente mede a triaxialidade do nível das tensões atuantes. [Kaninenn e Popelar, 1985]

$$X_{calc}(F, Geometria, a) < X_{mat}(B, T^{temp}, F) \quad (2.4)$$

Na seqüência deste capítulo serão descritos com maiores detalhes o parâmetros fractomecânicos que podem cumprir o papel do X.

2.1.1 Mecânica da Fratura Linear Elástica

A mecânica da fratura linear elástica foi o berço do desenvolvimento da mecânica da fratura e tem sua aplicação nos casos onde os materiais possuem uma região limitada de plasticidade na ponta da trinca, como é o caso de materiais de alta resistência aplicados na indústria aeronáutica, materiais ferríticos nos limites inferiores da temperatura de transição dúctil-frágil, materiais dúcteis que possuem geometria que levem a altos coeficientes de restrição plástica. A seguir serão descritos os parâmetros mais utilizados na mensuração das propriedades fractomecânicas neste campo da mecânica da fratura.

2.1.1.1 Taxa de Liberação de Energia

Irwin definiu, G, taxa de liberação de energia, como sendo a energia disponível para o incremento do comprimento de uma trinca. O termo taxa diz respeito à variação da energia por unidade de área da trinca. A equação que representa a taxa de liberação de energia para uma chapa infinita com uma trinca de dimensão $2a$ em seu centro está apresentado abaixo: [Anderson, 1995]

$$G = \frac{\pi \sigma^2 a}{E} \quad (2.5)$$

A propagação da trinca ocorrerá quando G alcançar o valor crítico. Ou seja, quando $G = G_C$. G_C é a medida de tenacidade a fratura do material e está expresso nas equações abaixo.

$$G_C = \frac{dW_s}{dA} = 2wf \quad (2.6)$$

$$G_C = \frac{\pi\sigma_f^2 a_c}{E} \quad (2.7)$$

Onde, W_s = O trabalho requerido para geração das superfícies da trinca
 A = Área da trinca
 σ_f = Tensão de falha
 a_c = Comprimento crítico da trinca

Da equação acima, pode se notar que se mantido o G_C constante o σ_{falha} variará com $1/\sqrt{a}$.

2.1.1.2 Fator de Intensidade de Tensões

A abordagem da taxa de liberação de energia é uma abordagem que descreve muito bem o processo de fratura sobre o contexto energético. Em aplicações de engenharia a abordagem da redistribuição de tensões na vizinhança do extremo de uma trinca, chamada como fator de intensidade de tensão, tornou-se mais aplicável. [Branco et al, 1999].

A figura 2.2 mostra os três modos de deformações considerados para fatores de intensidade de tensão.

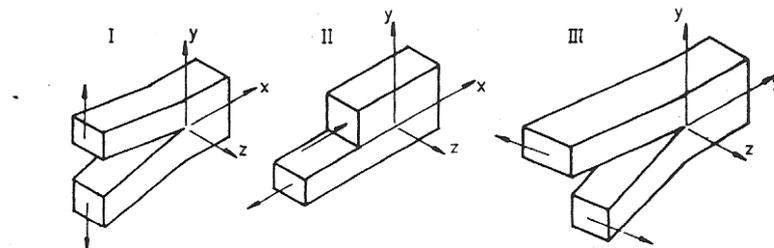


Figura 2.2 – Modos de deformação (Fonte: Branco et al, 1999)

Pelo método semi-inverso desenvolvido por Westergaard foram deduzidas as tensões nas proximidades de uma trinca da pelas equações abaixo. A figura 2.3 mostra as coordenadas consideradas na extremidade da trinca.

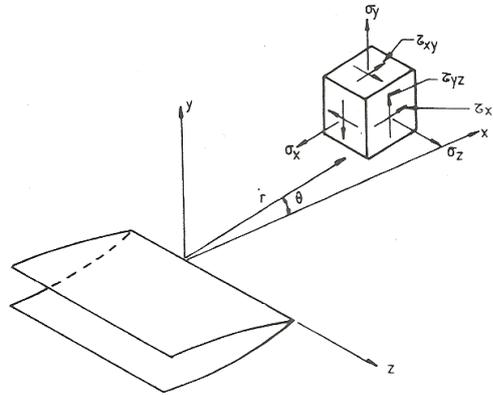


Figura 2.3 – Sistema de coordenadas utilizado para representar o estado de tensões na extremidade de uma trinca (Fonte: Branco et al, 1999)

$$\sigma_y = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{\theta}{2} \right] \quad (2.8)$$

$$\sigma_x = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{\theta}{2} \right] \quad (2.9)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \left[\sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \right] \quad (2.10)$$

Relação entre K e G

A relação entre os dois parâmetros fractomecânicos vistos G e K resultado de uma dedução relativamente simples apresentada em textos básicos da Mecânica da Fratura por exemplo em Anderson 1995.

Para estado plano de tensões,

$$G = \frac{K^2}{E} \quad (2.11)$$

Para estado plano de deformações,

$$G = \frac{K^2(1-\nu^2)}{E} \quad (2.12)$$

2.1.1.3 Correlação entre ensaio de impacto e K_{IC}

Muitos materiais (em particular os aços) podem falhar de forma dútil ou frágil, o que dependerá das condições que são impostas como: a temperatura, a taxa de aplicação de carga e das restrições. Os ensaios de impacto que iniciaram a ser utilizados após as ocorrências de fratura frágil na época da segunda guerra mundial, tiveram como principal objetivo determinar em forma expedita o limite inferior de temperatura que o material (aço carbono) passava a ter um comportamento frágil. Existem várias geometrias de corpos de prova para ensaio de impacto, sendo a mais utilizadas a geometria de Charpy com entalhe em “V”. Este ensaio permite determinar a que temperatura acontece a transição no comportamento dúctil frágil. Esta temperatura de transição pode ser considerada uma propriedade do material.

Documentos como o SINTAP, BS 7910 e API 579, apresentam expressões que relacionam a tenacidade em termos de K_c e G_c e o valor de energia de impacto obtida pelo ensaio de Charpy para condições de temperatura definidos. É importante salientar que as correlações existentes são empíricas e estarão limitadas a certas condições do ensaios e aos materiais estudados. [Liu, 2005 e Low et al, 1976]

2.1.2 Mecânica da Fratura Elastoplástica

A mecânica da fratura linear elástica originalmente foi desenvolvida para comportamento onde a propagação de trincas obedeciam a condições elásticas. Considerando que o material é elástico linear e que no extremo da fissura acontecia uma singularidade no tensor das tensões. Sua validade ficava limitada a materiais de alta resistência ou trabalhando com alto nível de triaxialidade (por ex. em estado plano de deformações) ou materiais intrinsecamente frágeis como gelo, vidro, rochas e cerâmicas. No desenvolvimento de

pesquisas conseguiu-se estender a mecânica da fratura para materiais que tivessem uma pequena área contida na extremidade das trincas, no entanto para aqueles materiais que possuem alta ductilidade a zona plástica na extremidade da trinca é tão grande que a fratura linear elástica não é mais aplicável, sendo neste necessário aplicar mecânica da fratura elastoplástica.

A mecânica da fratura elastoplástica é uma metodologia que consegue estudar o comportamento além do faixa onde a linear elástica é aplicável, porém também possui suas limitações. A mecânica da fratura elastoplástica consegue descrever o comportamento até o limite onde existe um plastificação generalizada [Ewalds et al,1989]. A figura a seguir mostra de forma esquemática os ranges de aplicação da mecânica da fratura elástica, elastoplástica e colapso plástico.

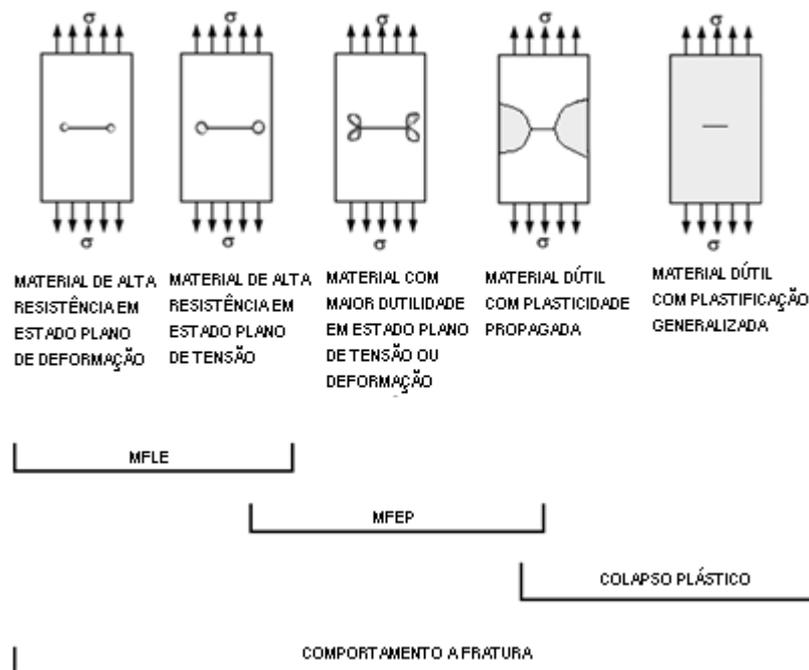


Figura 2.4 – Faixa de Aplicação da MFLE, MFEP e do Colapso Plástico

(fonte: Ewalds et al, 1989)

Para materiais de baixa tenacidade o modo de falha dominante estará dentro do domínio da MFLE e a utilização do parâmetro K_{IC} e o cálculo utilizando as equações pertinentes pode prever a tensão crítica de falha. No outro extremo, materiais com valores extremamente altos de tenacidade não são sensíveis a presença de trincas e a utilização da mecânica da fratura não é aplicável. Para estes casos uma análise de carga limite para seção é tudo que se faz necessário para predição da tensão limite de ruptura. Para materiais com

valores de tenacidade intermediária existe uma região transitória entre os dois comportamentos que pode ser descrita pela mecânica da fratura elastoplástica onde os materiais usualmente apresentam crescimento de trinca estável [Mehta, Ranganath, 2006].

Para valores de plastificação moderados é possível realizar correções na determinação dos parâmetros de fratura elástica levando em conta em forma aproximada o tamanho e forma da região plastificada no extremo da fissura. O tamanho desta região plastificada é avaliada e considerada em forma aproximada pelas expressões (2.13) e (2.14), como já foi comentado o estado plano de tensões ou deformações mede indiretamente o grau de triaxialidade nas proximidades da fissura, e com a maior triaxialidade se terá uma maior dificuldade de plastificação.

Para estado plano de tensões:

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K}{\sigma_e} \right)^2 \quad (2.13)$$

Para estado plano de deformações:

$$r_y = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K}{\sigma_e} \right)^2 \quad (2.14)$$

Como a abordagem de Irwin resulta em um aumento do K, Irwin propôs um fator de correção aumentando o comprimento da trinca para um comprimento de trinca efetivo, dado pela equação abaixo:

$$a_{ef} = a + r_y \quad (2.15)$$

Outro modelo utilizado para corrigir a mecânica da fratura elástica para levar em conta certo grau de plastificação é o do Dugdale, este modelo e posteriores modificações do mesmo propostas por Burdekin e Stone permitem chegar a seguinte expressão (2.16) para o fator de intensidade de tensões corrigido em função da tensão de plastificação do material.

$$K_{eff} = \sigma_e \sqrt{\pi a} \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2\sigma_e} \right) \right]^{1/2} \quad (2.16)$$

A base teórica sobre os modelos citados podem se encontrar em textos clássicos de Mecânica da fratura como Anderson [1995].

Quando o nível de plastificação era muito elevado as correções anteriormente apresentadas perdiam validade e a forma de tratar o problema era utilizar mecânica da fratura elastoplástica baseada em outros parâmetros que são CTOD (δ) o CTOA (Crack Tip Opening Angle), e integral J. Na figura 2.5 é representado em forma qualitativa o modo de falha esperado em função do valor de tenacidade K_{IC} e de tensão de falha por plastificação σ_e .

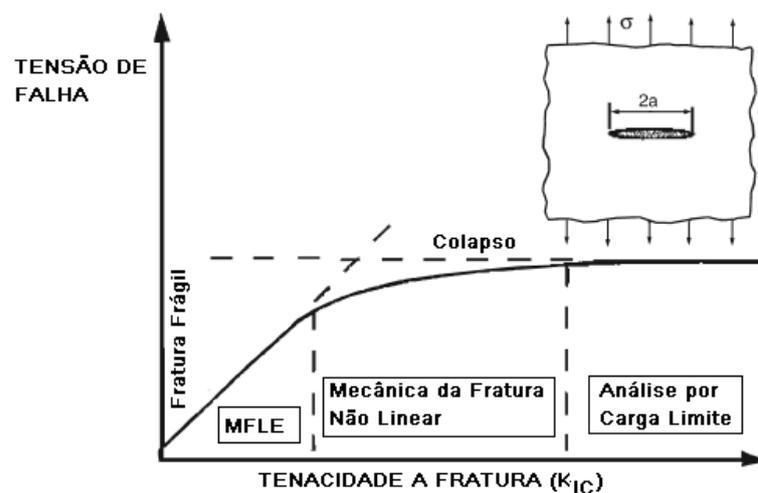


Figura 2.5 – Efeito da tenacidade a fratura no modo de falha (fonte: Anderson, 2005)

Explicam-se a continuação brevemente as características destes parâmetros fractomecânicos aplicáveis na mecânica da fratura não linear.

2.1.2.1 CTOD – Crack Tip Opening Displacement

Wells em 1961, na tentativa de medir o K_{IC} de vários materiais, verificou que a mecânica da fratura linear elástica não se aplicava a uma gama grande de materiais e também observou que quanto maior a plastificação do material antes da propagação da trinca, maior

era a deformação da ponta da trinca nos instantes que precediam a nucleação. [Anderson 1995] A distância entre as faces da trinca foi proposta por ele como parâmetro alternativo para medir a tenacidade a fratura em materiais com regime elastoplástico, este parâmetro é usualmente definido como “ δ ”. A figura 2.6 mostra de forma esquemática a dimensão definida como “ δ ”.

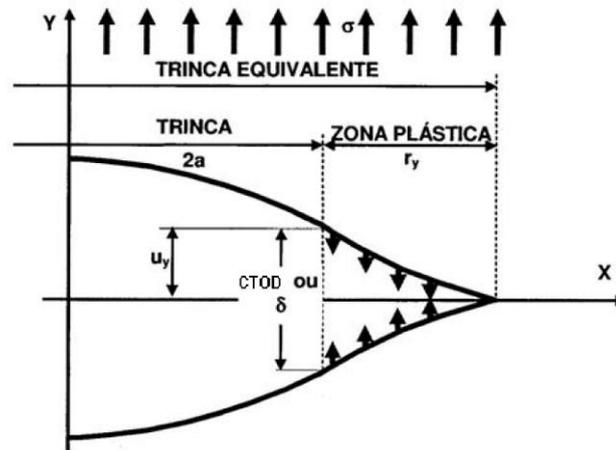


Figura 2.6 – Definição de CTOD

Inicialmente este parâmetro foi definido por Wells considerando uma plastificação reduzida na extremidade na trinca e para isto ele utilizou a abordagem de Irwin para deduzir a distância entre as faces da trinca, a equação deduzida por ele é mostrada abaixo:

$$\delta = \frac{k+1}{2\mu} K_I \sqrt{\frac{r_{IY}}{2\pi}} \quad (2.17)$$

Mais tarde Burdekin et al [Anderson, 1995] formularam a equação apresentada abaixo utilizando a abordagem de Dugdale. Que diferente da dedução realizada por Wells através da abordagem de Irwin, onde pode ser utilizada para casos com maiores extensões da zona plástica. [Moura 1999]

$$\delta = \frac{8\sigma_e a}{\pi E} \operatorname{Insec} \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_e} \right) \quad (2.18)$$

2.1.2.2 Integral J

A integral J se destaca como um parâmetro da mecânica da fratura que descreve muito bem o comportamento de materiais não lineares, onde é uma integral de contorno, que independe do caminho Γ escolhido pressupondo um comportamento elástico não linear, ou seja uma aproximação ao comportamento elastoplástico desde que não haja descarregamento. Este parâmetro foi desenvolvido por Rice em 1968, baseado no Teorema da Conservação de Energia formulada por Esheby. A figura 2.7 mostra o contorno considerado na determinação da integral J. A representação analítica está descrita na equação abaixo.

$$J = \int_{\Gamma} w dy - \vec{T} \frac{\partial \vec{u}}{\partial x} ds \quad (2.19)$$

Onde,

w = densidade de energia

\vec{T} = vetor tração

\vec{u} = deslocamento

ds = elemento de contorno

Γ = Curva de contorno ao redor da ponta da trinca na qual é o caminho de integração

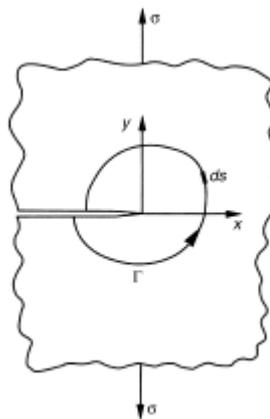


Figura 2.7– Representação do caminho arbitrário Γ escolhido para o cálculo da integral J

(Fonte: Liu, 2005)

Apesar de que a expressão acima mostre uma formulação matemática complicada à interpretação física da integral J é a variação da energia potencial com o aumento do

comprimento da trinca, ou seja é uma extensão do conceito G que é aplicado no regime elástico [Moura et al, 1999].

Determinação experimental da Integral J

Para a determinação da tenacidade à fratura existem normas de entidades internacionalmente reconhecidas como por exemplo a norma da ASTM E 1820 e as normas da British Standard BS 7448. Estas normas apresentam detalhadamente a metodologia de determinação do valor J_{IC} e da curva J_R vs Δ_a , esta curva caracteriza a propagação de fissuras em materiais dúcteis, sendo que a forma de corpo de prova utilizado para sua determinação deve estar correlacionado com a geometria da peça que está sendo estudada para que ambas tenham o mesmo nível de restrição a plastificação devido a triaxialidade do estado tensional gerado. Visto que neste trabalho foram realizados ensaios na tentativa de obtenção da curva J_R vs Δ_a é interessante um breve descrição da metodologia que as normas utilizam.

Na figura 2.8 se apresentam algumas das geometrias utilizadas para avaliar a citada curva pela norma ASTM E 1820, o ensaio de flexão em três pontos ou SE, o ensaio compacto de tensão CT, e um ensaio compacto de tensão de forma circular.

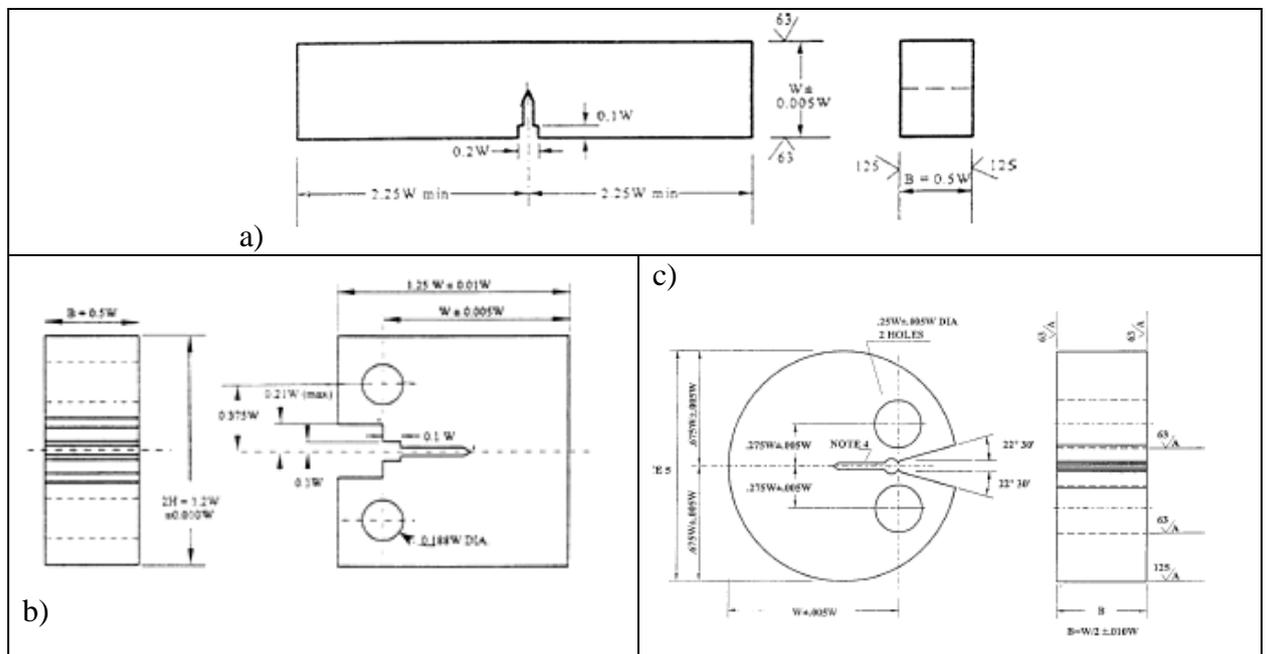


Figura 2.8 – Corpo de prova previsto na norma ASTM E 1820 para a realização do ensaio para determinação da integral J. a) Corpo de prova SE, b) Corpo de prova CT, C) Corpo de prova DC. Fonte: ASTM E 1820

Existem diversas formas de calcular a curva J_r vs da a mais utilizada atualmente consiste em carregar a peça e ir descarregando ela parcialmente a medida que a fissura vai aumentando de tamanho em forma subcrítica. Como a medida que a fissura avança a flexibilidade do corpo de prova aumenta a inclinação da reta de descarga nos da uma medida do avanço da fissura. Este procedimento e ilustrado na figura 2.9.

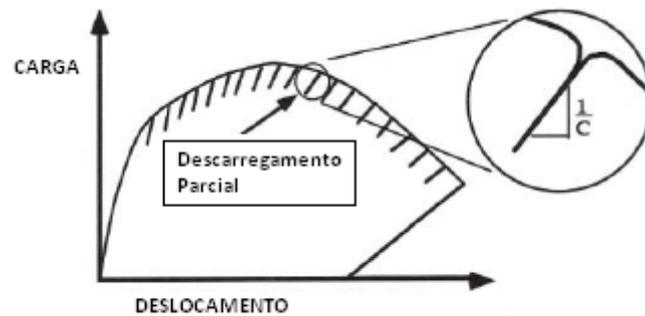


Figura 2.9– Curva típica de descarregamento para o cálculo da propagação da trinca através da flexibilidade (fonte: Anderson, 1995)

E possível associar a inclinação na descarga com o incremento da fissura Δa . Por outro lado, o valor da integral J é determinado separando este valor em sua parte elástica e plástica como mostra a expressão 2.20.

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad (2.20)$$

A parte elástica segue a relação com o fator de intensidade de tensão.

$$J_{el} = \frac{K^2(1-\nu)}{E} \quad (2.21)$$

Para o cálculo da parcela plástica da integral J se utiliza a expressão:

$$J_{pl} = \frac{\eta A_{pl}}{B_N b_0} \quad (2.22)$$

Onde,

η = depende do corpo de prova utilizado (2, para o corpo de prova SE)

A_{pl} = Área plástica (área sob a curva carga deslocamento)

Desta forma os valores da integral J assim obtidos são graficados com os valores de incremento de fissura para cada caso. Esta curva J_r vs a para ser representativa do material e estrutura aplicada deve estar dentro de certas tolerâncias indicadas na figura 2.10.

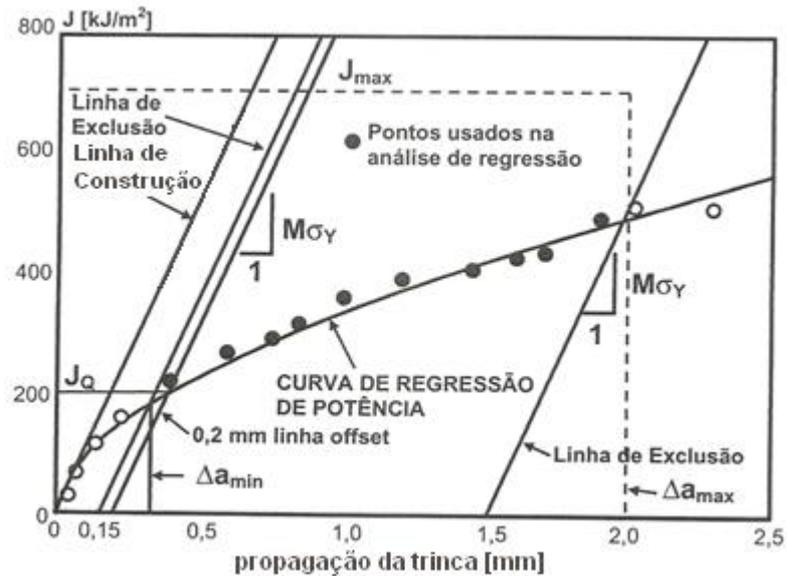


Figura 2.10 – Gráfico de construção e qualificação de dados para obtenção do valor de J_{IC} do material. (Fonte: ASTM E 1820)

Relação entre integral J e CTOD

A relação entre a Integral J e o CTOD pode ser facilmente deduzida sendo apresentada na sua forma mais geral como:

$$J = m \sigma_e \delta \quad (2.23)$$

O fator “ m ” depende da geometria do corpo de prova e das propriedades do material. existem resultados experimentais que variam em uma faixa de valores de 1 a 3,5. [Cao 2007]

2.2 Conceitos básicos da análise não linear

Um problema estrutural é designado não linear se a matriz de rigidez ou o vetor de cargas depende dos deslocamentos. Em problemas estruturais as não linearidades podem ser divididas em três categorias [ANSYS, 2007]:

- Não linearidade material;
- Não linearidade geométrica;
- Não linearidade das condições de contorno;

Das três classificações acima as duas primeiras serão brevemente descritas a seguir.

2.2.1 Não linearidade do material

A não linearidade do material surge quando há uma relação constitutiva não-linear. Isto ocorre, tipicamente, em modelos inelásticos (plasticidade, viscoplasticidade, fluência, elasticidade não linear, hiperelasticidade e viscoelasticidade) [Rojas et al, 2001]. Para maiores detalhes sobre a não linearidade devido à plasticidade maiores detalhes serão descritos a seguir.

A plasticidade se caracteriza como sendo a deformação irreversível quando um material é solicitado a certo nível de tensão, onde as deformações plásticas são desenvolvidas instantaneamente, ou seja, independente do tempo.

A teoria da plasticidade define um relacionamento matemático que possibilita conhecer a resposta elastoplástica dos materiais, onde o comportamento elastoplástico matematicamente pode ser definido através de três parâmetros: critério de escoamento, regra de fluxo e regra de endurecimento.

O critério do escoamento é utilizado para definir qual é o limite que separa a elasticidade linear da plasticidade. Para um campo de tensões multidirecionais, podemos representar como uma função de componentes individuais, $f([\sigma])$, a qual pode ser interpretado como uma tensão equivalente σ_{eq} .

$$\sigma_{eq} = f([\sigma]) \quad (2.24)$$

O critério de escoamento pode ser representado graficamente no espaço Euclidiano das tensões. Quando o estado de tensões estiver dentro da superfície de escoamento ($f < 0$), o material obedece ao comportamento linear elástico, quando o estado de tensões estiver na superfície de escoamento ($f = 0$), o material está plastificando.

Um dos critérios de escoamento é o critério de von Misses que pode ser definido como:

$$f = \frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] - k^2 \quad (2.25)$$

Onde,

σ_i = Tensões principais

$k = (\sigma_e / \sqrt{3})$

Assim a superfície de escoamento pode ser representada como um cilindro de raio $\sqrt{2/3} \sigma_e$ centrado no eixo hidrostático.

A regra de fluxo determina a direção da deformação plástica é dada como:

$$\{d\varepsilon^p\} = \lambda \left\{ \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \right\} \quad (2.26)$$

Onde,

λ = multiplicador plástico (que determina o aumento de deformação plástica);

Q = função de tensões denominadas de potencial plástico (que determina a direção da deformação plástica)

Se Q é uma função do escoamento (como normalmente é assumido), a regra de fluxo é denominada associativa e a deformação plástica ocorre numa direção normal à superfície de escoamento.

Os materiais podem ser divididos em materiais elastoplásticos perfeitos, os quais não possuem endurecimento no processo de plastificação e os materiais elastoplásticos com endurecimento onde o endurecimento pode ser linear ou não linear. A figura 2.11 representa graficamente os três comportamentos citados.

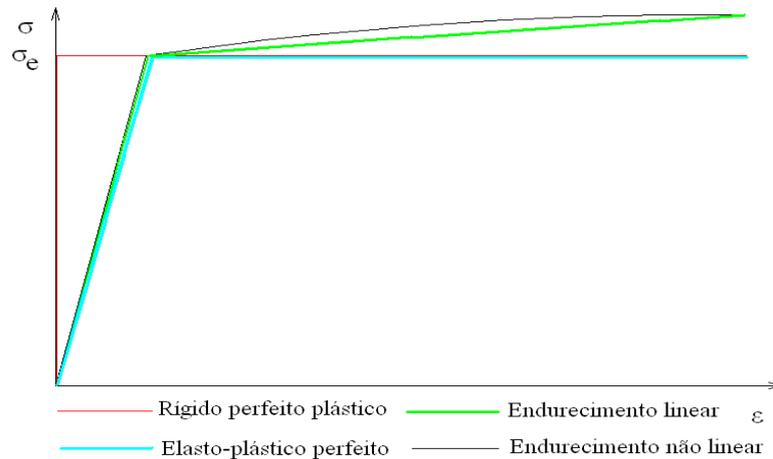


Figura 2.11 – Curvas tensão x deformação típicas de materiais elasto-plásticos

A regra de endurecimento descreve a mudança na superfície de escoamento com um progressivo escoamento, de forma tal que as condições para um escoamento subsequente. Para a condição de reversão de carga dois comportamentos podem ser descritos. O endurecimento isotrópico é o endurecimento onde a superfície de escoamento permanece centrada em sua origem e aumenta em diâmetro à medida que a plastificação aumenta. Já o endurecimento cinemático a superfície de escoamento permanece inalterada, porém existe a translação da superfície no espaço de tensões à medida que existe o aumento da plastificação. Este comportamento recebe no nome de efeito Bauschinger e é causado pela heterogeneidade do material. Aos materiais que possam ter este dois comportamentos simultaneamente o endurecimento recebe a denominação de endurecimento misto. A figura 2.12 representa o comportamento do endurecimento isotrópico e cinemático representado no espaço de tensões.

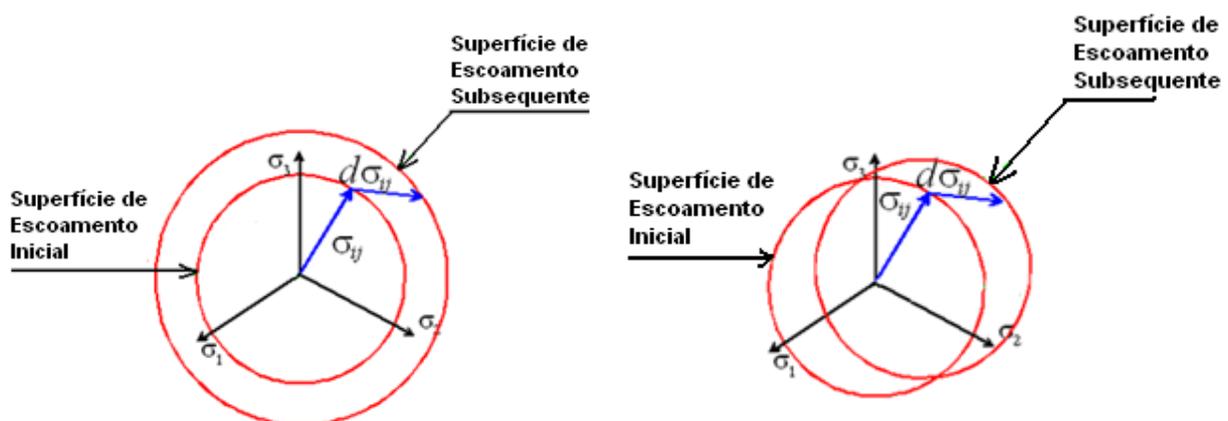


Figura 2.12 – Representação do endurecimento no campo de tensões, na esquerda endurecimento isotrópico e na direita endurecimento cinemático.

Em aplicações numéricas o problema de plasticidade é solucionado através de cálculo incremental, para isto se utiliza uma formulação através de taxas. Mais detalhes sobre a implementação computacional da análise incremental pode ser encontrada em livros clássicos da mecânica do contínuo ou no manual teórico do ANSYS[2007].

2.2.2 Não linearidade geométrica

A não-linearidade geométrica surge devido à modificação da geometria de referência da análise ao longo do processo de deformação do corpo. Pode ocorrer devido a grandes deformações, a grandes rotações, enrijecimento por tensão ou amolecimento por rotação.

2.3 Metodologia de Adequação ao Uso

Atualmente existem várias entidades que descrevem metodologias para avaliação de integridade estrutural baseadas na mecânica da fratura como por exemplo: as britânicas BS7910 e R6, a norte americana API579, ASME XI e EPRI, a europeia SINTAP, a japonesa JSME, etc.

2.3.1 Metodologia FAD

O procedimento conjunto de análise entre fratura e colapso plástico desenvolvido primeiramente em 1976 pela CEGB (Central Electricity Generating Board - Inglaterra) ganhou rapidamente grande reconhecimento, pois em um resultado pode-se observar qual o modo de falha dominante. Hoje esta metodologia pode ser vista em várias normas ou guias como a BS7910, API 579, ASME Seção XI, JSME, etc.

O procedimento R6 foi desenvolvido baseando-se no modelo de Dugdale, onde a equação 2.13 apresentada anteriormente é dividida por K_I , $K_I = \sigma \sqrt{\pi a}$, resultando na equação adimensional abaixo.

$$\frac{K_{eff}}{K_I} = \frac{\sigma_e \sqrt{\pi a}}{\sigma \sqrt{\pi a}} \left[\frac{8}{\pi^2} \operatorname{Insec} \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_e} \right) \right]^{1/2} \quad (2.27)$$

A seguir foram criados dois critérios para avaliação do modo de falha, o primeiro sendo o critério que leva em consideração a falha devido à propagação de um defeito denominado como fator “Kr” e o segundo como um critério que avalia a possibilidade de colapso plástico da estrutura, denominado como fator “Sr”. As equações que representam este dois fatores são apresentadas abaixo.

$$K_R = \frac{K_I}{K_{eff}} \quad (2.28)$$

$$S_R = \frac{\sigma}{\sigma_e} \quad (2.29)$$

Substituindo em (2.27) as equações (2.28) e (2.29) temos a função Kr que será representada em um diagrama o qual é denominado de diagrama FAD (Failure Assessment Diagram).

$$K_R = S_R \left[\frac{8}{\pi^2} \operatorname{Insec} \left(\frac{\pi S_R}{2} \right) \right]^{-1/2} \quad (2.30)$$

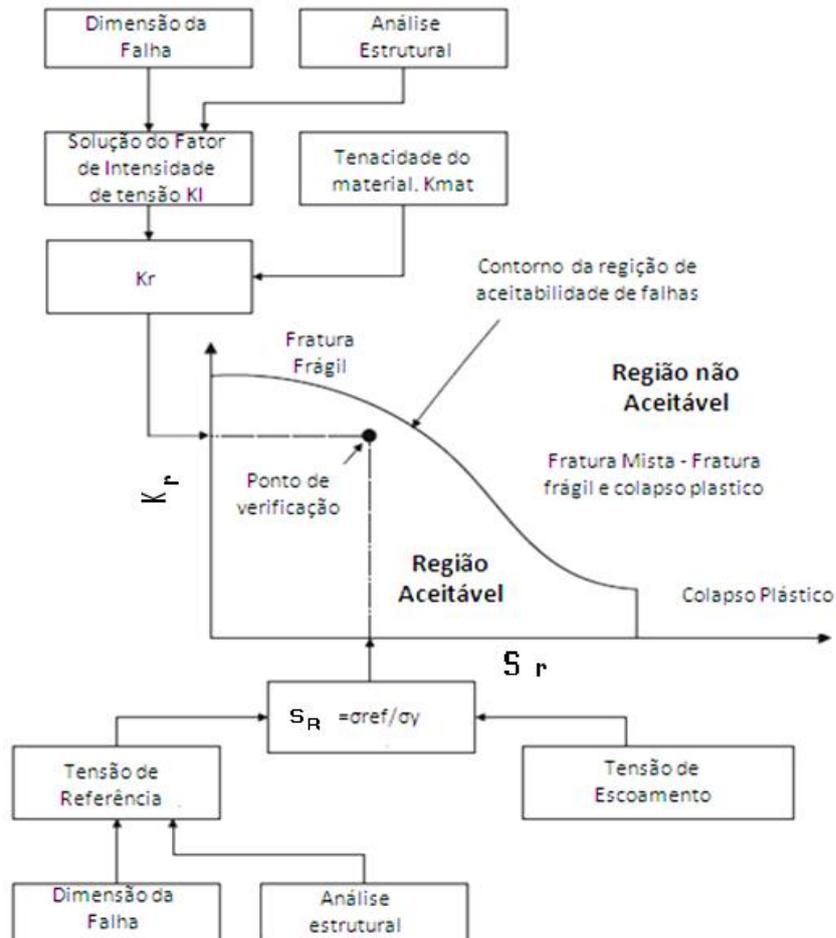


Figura 2.13 – Diagrama FAD típico (Fonte: Anderson, Osage, 2000)

2.3.1.1 Metodologia de adequação ao uso conforme BS 7910

A BS 7910 é um guia para avaliação de estruturas soldadas contendo descontinuidades, que foi emitido pela British Standard. Este guia é resultado de trabalhos de desenvolvimento e pesquisas que foram coletados desde 1968, onde sua última revisão foi em 2005.

Este documento é um guia onde é possível avaliar estruturas metálicas contendo descontinuidade quanto à fratura, fadiga, fluência, corrosão, plastificação, flambagem, erosão. A figura a seguir mostra como este documento é organizado.

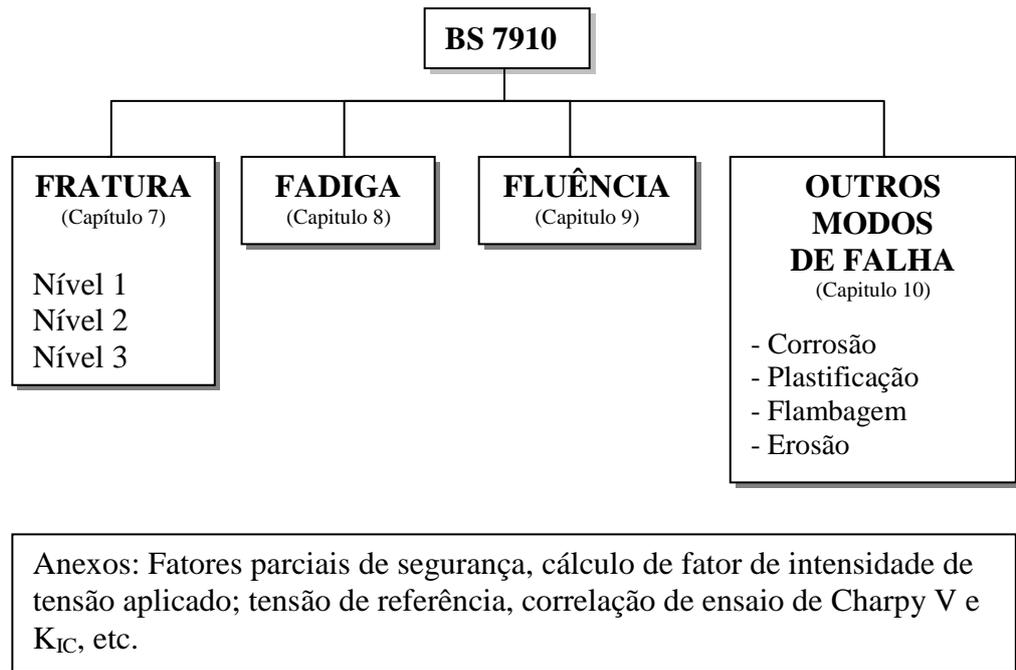


Figura 2.14 – Modos de falha que podem ser avaliados pela BS 7910

No que diz respeito à avaliação de criticidade de descontinuidades quanto à possibilidade de fratura em condições que não tenham associação de fadiga ou meio (como por exemplo corrosão), o capítulo 7 do guia BS7910 pode ser utilizado com opção de três níveis de análise.

O nível 1 está subdividido em 1A e 1B é chamado como nível simplificado de análise. No nível 1A trata-se de um gráfico de análise de falha FAD, “Failure Assessment Diagram”, onde na ordenada é graficada a relação entre a tenacidade requerida (devido à força motora aplicada no sentido de abrir a trinca) e a tenacidade do material, a abscissa é graficada a relação entre a tensão de referência e a tensão “flow stress”, ou a tensão de colapso plástico. No nível 1B a análise é realizada através de procedimentos gráficos no anexo N do guia.

O nível 2, chamado de nível normal de avaliação, assim como o nível 1 também é subdividido em dois níveis sendo o nível 2A e 2B, estes níveis poderão ser utilizados quando existem valores da tenacidade do material. A escolha entre os níveis 2A e 2B vem da disponibilidade dos dados de tensão x deformação do ensaio de tração. O nível 2B é utilizado quando se possui estes dados e o 2A quando os mesmos não estão disponíveis.

O nível 3, chamado de avaliação de cisalhamento dúctil “tearing analysis”, está subdividido em três subníveis 3A, 3B e 3C. Este nível de análise utiliza dados de ensaios de

levantamento de curvas de resistência (ex. J-R, δ -R) para avaliar se o incremento da resistência a fratura que existe para materiais duteis com a propagação da descontinuidade é suficiente para manter a estrutura analisada em uma condição segura. Os subníveis A e B serão aplicados, assim como no nível 2 dependendo da disponibilidade dos valores de tensão x deformação. O nível 3C, é um nível mais acurado onde resultados de análises elastoplásticas por métodos de elementos finitos são utilizados para dar resultados com nível de aproximação ao do comportamento do material.

A caracterização da descontinuidade é realizada admitindo as maiores dimensões em altura “a” e comprimento “c”, como é mostrado na figura 2.15. Quando a descontinuidade não está normal a tensão calculada a descontinuidade é projetada em um plano normal a tensão calculada, isto é realizado buscando analisar a descontinuidade pelo modo I de deformação. A figura 2.16 mostra um exemplo da caracterização de uma descontinuidade que está inclinada em relação às tensões calculadas.

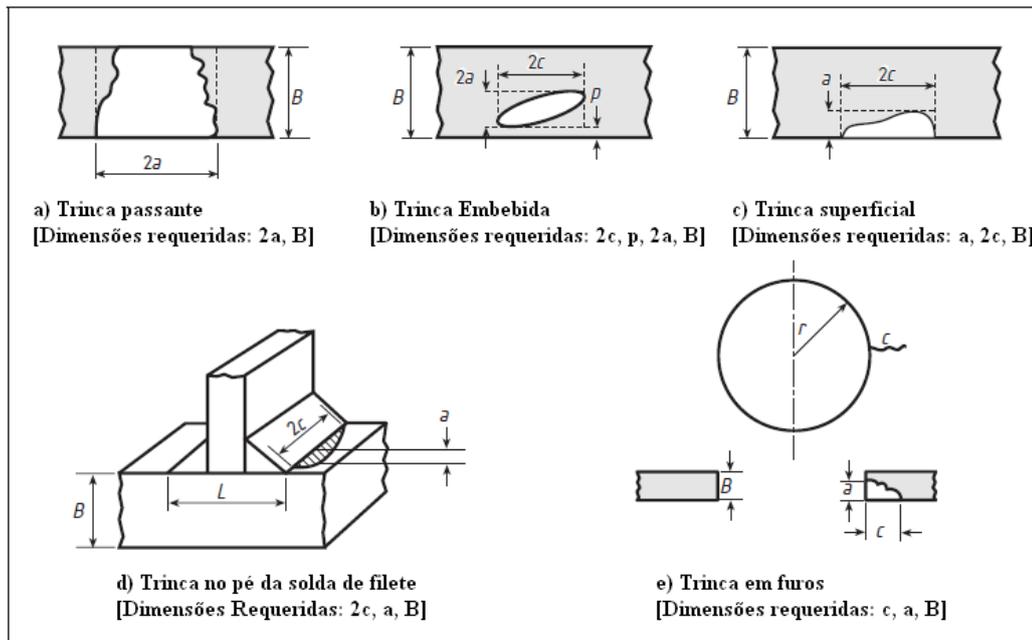


Figura 2.15- Exemplo do dimensionamento de descontinuidades (Fonte: BS7910:2005)

Quando existe mais de uma descontinuidade alinhada o guia dá critérios para verificação de interação entre as descontinuidades, caso exista as dimensões serão aquelas que englobem as descontinuidades em conjunto.

A construção da curva FAD para os níveis 2A e 2B e para os níveis 3Ae 3B é realizada da mesma forma. A construção da curva atendendo ao nível “A” utiliza dados de tensão de

escoamento e limite de resistência do material, enquanto o nível “B” utiliza dados extraídos da curva de tensão x deformação real. Isto faz com que a curva do nível “B” seja menos conservativa. Outra diferenciação que pode ocorrer da construção da curva FAD diz respeito à ocorrência de escoamento descontínuo também chamado de bandas de Luders, para estes casos o guia fornece expressões para reduzir a zona de aprovação. A figura 2.16 mostra de entres as curvas FAD.

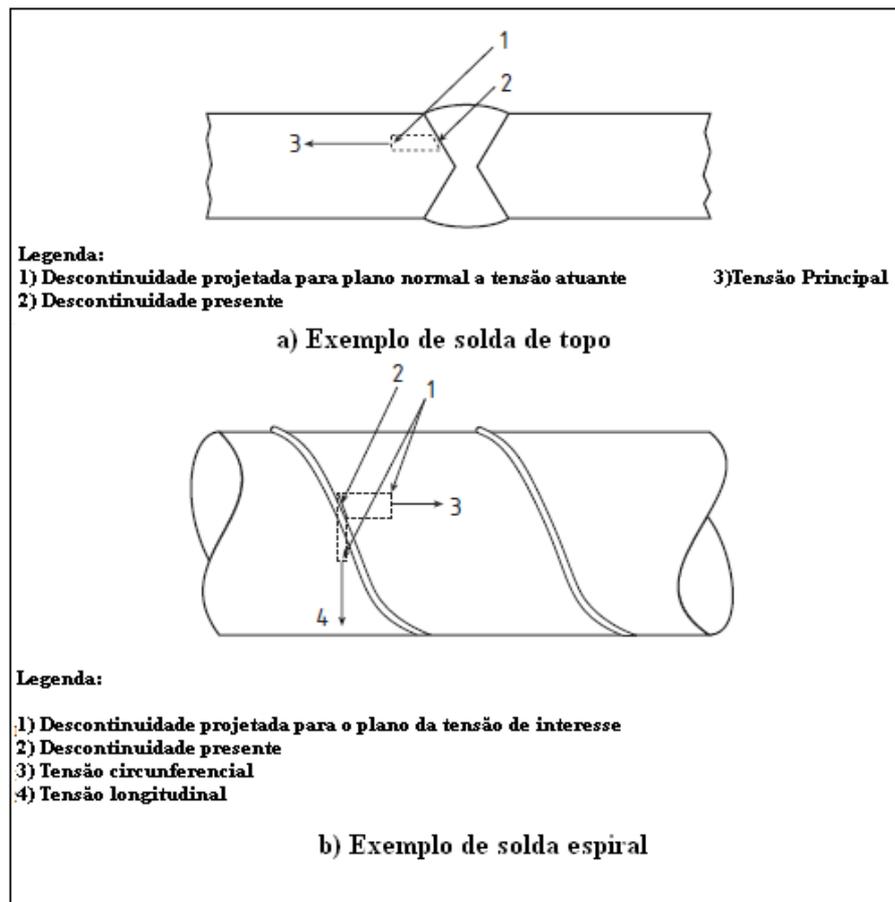


Figura 2.16 – Exemplos de projeção da descontinuidade para os planos normais às tensões atuantes (Fonte: BS7910:2005)

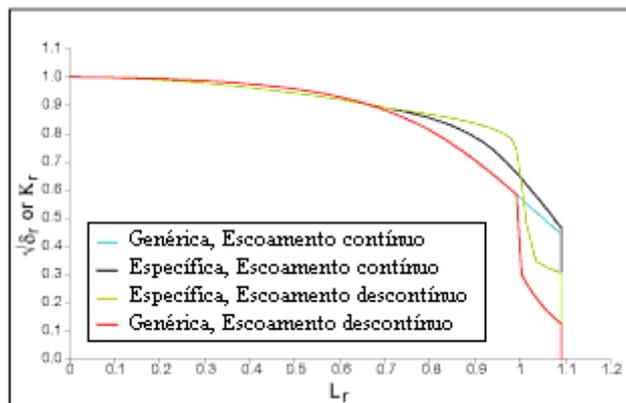


Figura 2.17 – Curvas FAD genérica e específica com escoamento contínuo e descontínuo
(Fonte: TWI, 2011)

O cálculo da tenacidade da fratura aplicada é calculada aplicando às expressões existentes no anexo M. De acordo com a geometria, tipo de descontinuidade e carregamento aplicado.

A tenacidade do material pode ser obtida através de ensaios mecânicos, ou através de correlações com ensaio de Charpy. Onde no caso de ensaios mecânicos caso exista a curva de resistência a propagação da trinca, é possível a aplicação no nível 3 de análise.

Para o cálculo do modo de falha de colapso plástico o guia disponibiliza equações para cálculo da tensão de referência no anexo P. Através da tensão de referência é possível calcular a relação L_R (tensão de referência sobre a tensão de escoamento), a qual dirá respeito aos valores da abscissa do gráfico FAD.

2.4 Considerações sobre projetos de vasos de pressão conforme ASME

Os projetos de vasos de pressão são realizados seguindo códigos emitidos por entidades que possuem autonomia dentro de seus países para este fim. A existência destes códigos possuem caráter legal onde a obediência as recomendações que neles são realizadas garante a elaboração de projetos com nível de segurança adequado. São exemplos de códigos de fabricação e projeto o ASME Boiler & Pressure Vessel Code nos U.S.A., o AD Merkblatter na Alemanha, o BS1515 Fusion Welded Pressure Vessels na Inglaterra, o MITI Code no Japão, entre outros. No Brasil o código largamente utilizado nos projetos de

equipamentos industriais é o código ASME Seção VIII Divisão 1, o qual será a base para o cálculo do vaso de pressão que será o estudo de caso da presente dissertação.

Quanto ao projeto de vasos de pressão, o ASME seção VIII possui três divisões que podem ser resumidamente descritas conforme citados abaixo.

ASME Seção VIII Divisão 1 – Regras Para Vasos de Pressão Sem Fogo

- Pressão interna ou externa acima de 15 psig até 3000 psig;
- Teoria de resistência da máxima tensão principal aplicada à tensão de membrana (Teoria de Rankine);
- Tensões Admissíveis:
 - Para temperaturas abaixo da faixa de fluência a tensão admissível de tração é o menor dos valores:
 - 1/3,5 da mínima tensão de ruptura na temperatura ambiente;
 - 1/3,5 da tensão de ruptura na temperatura de projeto;
 - 2/3 da mínima tensão de cisalhamento na temperatura ambiente;
 - 2/3 da tensão de cisalhamento na temperatura de projeto.
 - Para temperaturas na faixa de fluência a tensão admissível de tração é o menor dos valores:
 - 100% da tensão média para uma razão de fluência de 0,01% / 1000 horas;
 - 67% da tensão média de ruptura ao fim de 1000000 horas;
 - 80% da tensão mínima de ruptura a 1000000 horas.

ASME Seção VIII Divisão 2 - Regras Alternativas

- Pressão interna ou externa acima de 15 psig;
- Teoria de resistência da máxima energia de distorção (von Misses);
- Maior rigor de controle de materiais;
- Tensões Admissíveis:
 - Para temperaturas abaixo da faixa de fluência a tensão admissível de tração é o menor dos valores:
 - 1/2,4 da mínima tensão de ruptura na temperatura ambiente;
 - 1/2,4 da tensão de ruptura na temperatura de projeto;

- Para temperaturas na faixa de fluência a tensão admissível de tração é similar a divisão 1.

ASME Seção VIII Divisão 3 – Regras Alternativas para Alta Pressão

- Pressão interna ou externa aplicada normalmente acima de 10.000 psig;
- Fator de segurança aplicado sobre a tensão de escoamento com taxa de aplicação de 0,7;
- Teoria de resistência da máxima energia de distorção (von Misses);
- Requerimento de análises de fadiga e mecânica da fratura;

O código ASME Seção VIII divisão 1, é um código de projeto que segue a filosofia de projeto por regras utilizando a teoria da máxima tensão principal (Rankine), diferentemente da divisão 2 que segue a filosofia de projeto por análise utilizando a teoria da máxima distorção (von Misses). A divisão 1 segue uma grande utilização, pois a filosofia de projeto por regras é uma forma de padronização da metodologia de cálculo seguindo equações formuladas para cálculo de elementos de vaso com fatores de segurança apropriados para uma operação segura, a aplicação desta metodologia sistematizada limita ao projetista a obedecer aos requisitos solicitados sem a necessidade de uma análise mais apurada dos resultados.

2.4.1 Projeto de bocais em vasos de pressão conforme ASME Seção VIII Divisão 1

O projeto de vasos de pressão sempre serão acompanhados de cálculos conexões do tipo de bocal que poderão ser instalados no casco ou nos tampos. Estes bocais poderão ter diferentes funções, como por exemplo: Bocas de visita, geralmente com diâmetro de 20” ou maiores para possibilitar a entrada de pessoal para serviços internos ou inspeções em vasos de pressão; bocas de inspeção com diâmetros que possibilitem a simples visualização da superfície interna do vaso de pressão; Bocais de entrada e saída de fluido de trabalho; Bocais para drenagem ou “vent” de vasos de pressão.

A remoção de material na região dos furos traz geralmente a redução da resistência do casco do vaso de pressão. Este enfraquecimento será dependente do diâmetro do bocal, o

número de bocais, a distância entre os bocais. Uma maneira de compensar esta perda de resistência do casco é inserindo material através de solda, ou material complementar. [Chattopadhyay, 2005]

A inserção de um furo em um casco pressurizado representa um concentrador de tensão sendo que a tensão vai caindo à medida que existe um distanciamento do furo. Esta condição pode ser vista nas duas próximas figuras.

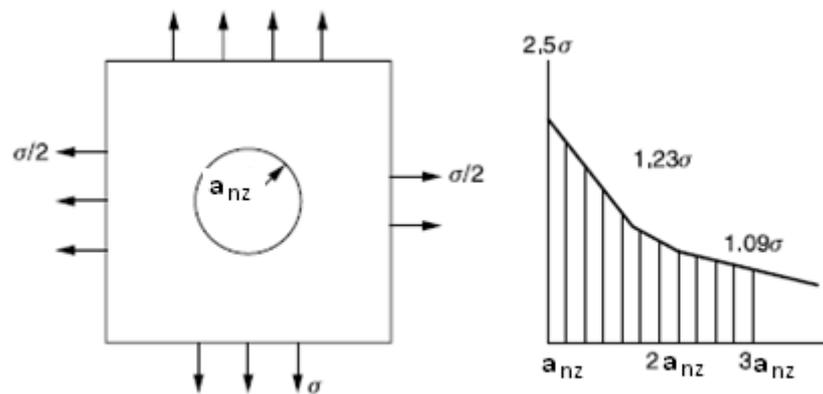


Figura 2.18 – Tensão tangencial devido a um furo em um casco cilíndrico pressurizado internamente (fonte: Chattopadhyay, 2005)

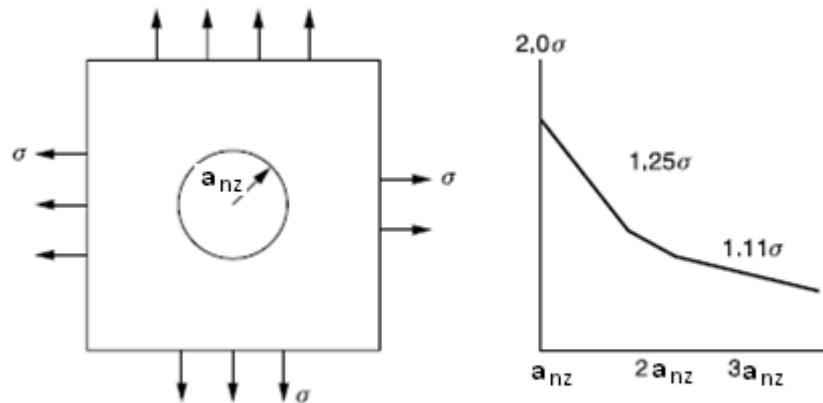


Figura 2.19 – Tensão tangencial devido a um furo em um casco esférico pressurizado internamente (fonte: Chattopadhyay, 2005)

O código ASME Seção VIII, Divisão 1, utiliza uma metodologia de cálculo que compensa a retirada do material para instalação do bocal verificando se dentro dos limites determinados existe material excedente aquele necessário para resistir a pressão de projeto.

Para a avaliação de reforço é verificado se existe espessura acima da mínima de projeto dentro do limite igual a duas vezes o diâmetro do bocal a razão disto foi mostrada nas figuras 2.18 e 2.19, onde a uma distância de $r = 2 a_{nz}$ as tensões pelo efeito do concentrador de tensão caem substancialmente. Já quanto à necessidade de reforço na direção perpendicular ao eixo do vaso onde o bocal será instalado pode se utilizar a teoria de uma viga dentro dos fundamentos da elasticidade o que levará a equação apresentada abaixo.

$$L = \frac{1}{\beta} = \frac{\sqrt{a_{nz} t_n}}{1,285} \quad (2.31)$$

Assumindo $a/t_n = 10$ teremos o comprimento igual à equação abaixo,

$$L = 0,25a = 2,5t_n \quad (2.32)$$

Onde,

a_{nz} = Diâmetro do bocal

L = Comprimento longitudinal do bocal a partir do casco

t_n = Espessura do bocal

A figura 2.20 abaixo mostra um esquema do código ASME Seção VIII Divisão 1, com os limites considerados para verificação de material suficiente e cálculo de material adicional, caso necessário, para compensar a retirada de material para a instalação do bocal.

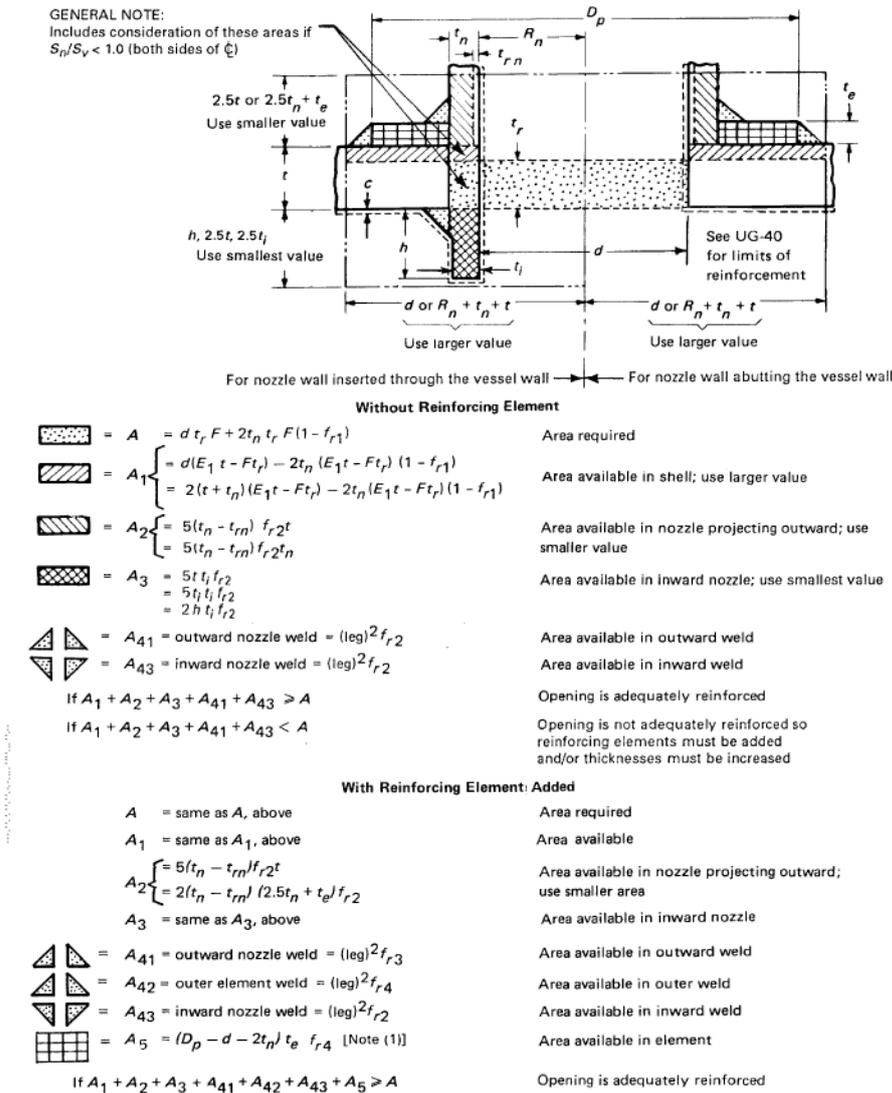


Figura 2.20 – Figura UG37.1 do ASME Seção VIII Divisão 1 mostrando áreas consideradas para verificar se o bocal está adequadamente reforçado

A principal desvantagem desta metodologia de verificação de reforço de bocais é que ele não dá informações a respeito de tensões, o que pode levar à grande variações de um projeto para outro resultando em diferentes desempenhos, especialmente no que diz respeito a carregamentos cíclicos. [Chattopadhyay, 2005]

2.5 Aspectos básicos do ensaio não destrutivo de emissão acústica

O ensaio de emissão acústica é um ensaio não destrutivo nascido nos anos 60, onde foi descoberto que vasos de pressão com crescimento de trincas ou discontinuidades poderiam

ser monitorados através dos sinais de emissão acústica emitidos. Dentre as fontes de emissão acústica identificados em metais estão: crescimento de trincas, movimentação de discordâncias, maclação, escorregamento de contornos de grão, afinamento, fratura e decoesão de inclusões. [Miller, 2005]

O fenômeno de emissão acústica é conceituado como ondas transientes elásticas espontaneamente liberada pelo material quando submetido a um carregamento. As fontes de emissão acústica que possuem maior detecção são aquelas que são originadas de deformações plásticas, ou quando o material é carregado próximo de seu limite de escoamento. Em escala microscópica quando ocorre uma deformação plástica existe o escorregamento de planos atômicos através da movimentação de discordâncias. Analisando o caso de uma trinca sendo solicitada, as tensões na extremidade da trinca são consideravelmente maiores que as regiões adjacentes a ela. Como já sabido o nível de tensão pode ultrapassar o limite de escoamento gerando a plastificação localizada, este processo é uma fonte de emissão acústica que pode ser captada pelos transdutores. Figura 2.21 representa esquematicamente o ensaio de emissão acústica.

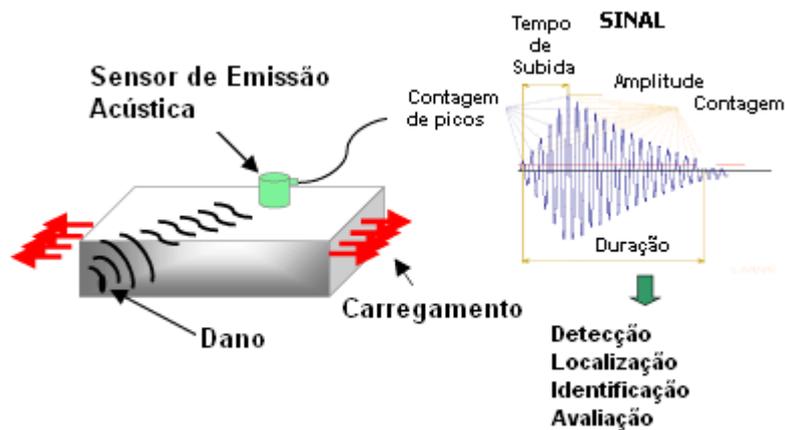


Figura 2.21 – Representação esquemática do ensaio de emissão acústica

A detecção e análise de sinais de emissão acústica podem trazer informações importantes sobre a origem e a importância sobre uma descontinuidade presente em um material. Devido à versatilidade do ensaio de emissão acústica o mesmo é bastante utilizado em aplicações industriais como (avaliação de integridade estrutural, detecção de

descontinuidades, detecção de vazamentos, monitoramento de qualidade de solda) e é utilizado extensivamente como ferramenta de pesquisa. [NDT, 2011]

Infelizmente a utilização da emissão acústica tem caráter qualitativo sobre as descontinuidades presentes na estrutura avaliada. Para viabilizar uma quantificação sobre as dimensões das descontinuidades outros ensaios não destrutivos devem ser utilizados. Outra desvantagem deste método é o nível de ruído da estrutura que está em avaliação pode conter, em aplicações reais a estrutura pode conter ruídos advindos da sua condição de operação ou do ambiente onde está instalado que fornecerá sinais espúrios ao sistema de emissão acústica, nestes casos a discriminação do sinal e a redução do ruído são cruciais.

2.5.1 Ondas geradas durante a emissão acústica

As ondas geradas por uma fonte de emissão acústica como por exemplo crescimento de trincas microscópicas ou a eminência de uma fratura pode emitir ondas elásticas que vão de algumas frações de microssegundos a até alguns microssegundos, o que explica os pulsos de curta duração. A amplitude pode ter um grande range de variação desde movimentações de discordâncias até propagação de trincas. [NDT, 2011]

O sentido de propagação das ondas é esférico partindo da fonte de emissão acústica à medida que as ondas se propagam no meio existe a interação destas com as interfaces do material fazendo com que as ondas captadas pelos sensores sejam o resultado da interação de várias ondas formando assim um campo difuso de ondas que chega até os sensores. A figura 2.22 representa esta condição.

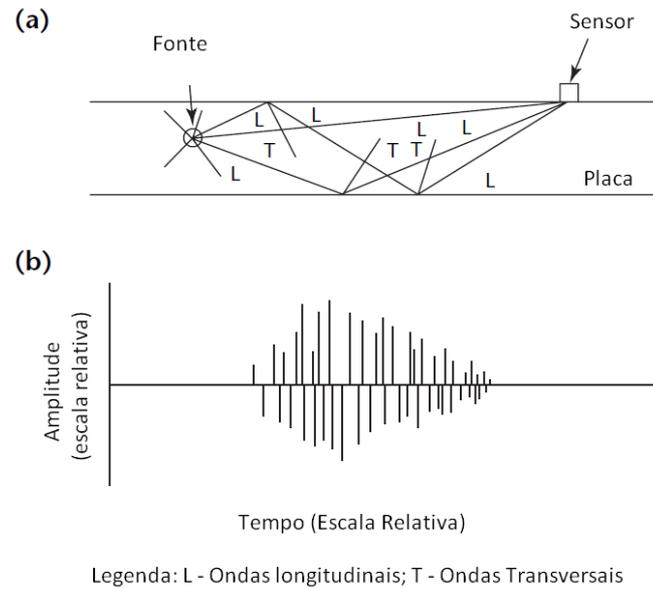


Figura 2.22 – a) esquema mostrando fonte emitindo ondas por uma fonte de emissão acústica e as ondas refletidas sendo recebidas pelo sensor; b) Amplitudes das ondas diretas e ondas refletidas que o sensor está recebendo (fonte: Miller, 2005)

Além da interação das ondas com as interfaces do material as ondas emitidas sofrem ainda atenuação, que levam a redução da amplitude de sinal. Redução esta que será maior à medida que se aumenta a distância entre a fonte e o sensor que receberá estas ondas. Em aplicações práticas para quantificar a intensidade de atenuação de sinal os sistemas de emissão acústicas são testados utilizando lapiseira com grafite 0,5mm, onde um grafite é quebrado e as ondas geradas são captadas por sensores instalados em diferentes posições, sendo esta uma das formas de calibração do sistema de emissão acústica.

2.5.2 Características do ensaio de emissão acústica

O efeito Kaiser é o comportamento que materiais possuem de não emitir sinais de emissão acústica até que a carga prévia que foi aplicada seja ultrapassado. Este efeito tem a desvantagem de não tornar o ensaio repetitivo, mas também possui a vantagem de auxiliar na diagnose de equipamentos que estão operando, onde estes são submetidos a testes durante a operação e sinais de emissão acústica não são esperados, caso ocorram eles podem estar associados à propagação de descontinuidades em operação no equipamento, esta estratégia de inspeção ficou conhecida como “Corolário *Dunegan*”. [Miller, 2005]

O efeito Felicity é o efeito que materiais possuem de não respeitar o efeito Kaiser. São exemplos materiais compósitos como resinas reforçadas com plástico, fibra de vidro.

2.5.3 Equipamentos utilizados no ensaio de emissão acústica

Os equipamentos de emissão acústica estão disponíveis em várias configurações desde equipamentos portáteis até equipamentos multicanais. São considerados componentes básicos em equipamento de emissão acústica, os seguintes itens: transdutores, pré-amplificadores, filtros e amplificadores para todos o sinal mensurável. A figura 2.23 mostra um diagrama de bloco de um sistema de emissão acústica de 4 canais.

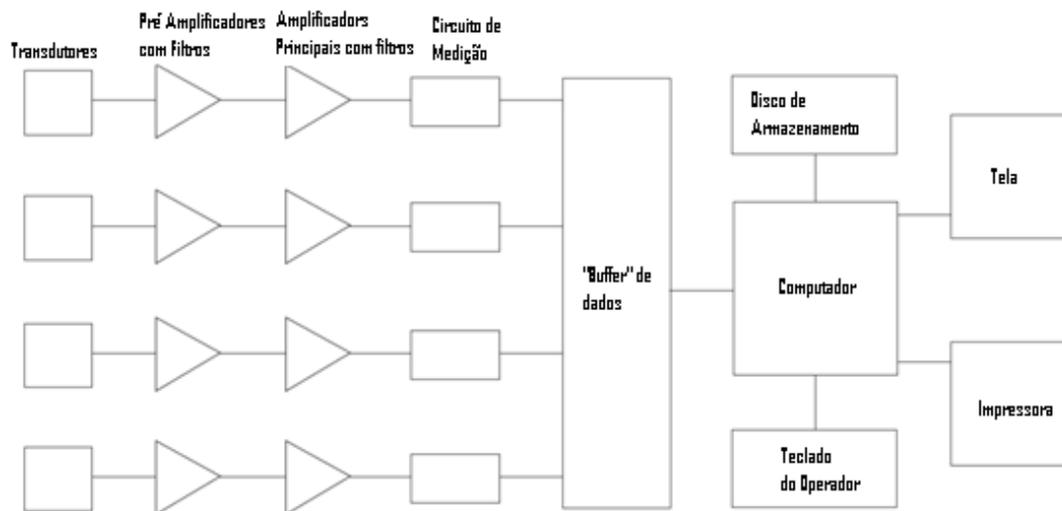


Figura 2.23 – Representação de um sistema básico de emissão acústica com quatro canais
(fonte: NDT,2011)

Os transdutores lembram freqüentemente transdutores ultrassônicos e geralmente utilizam cristais piezoelétricos, que podem ser ressonantes ou de banda larga. As considerações a serem utilizadas na seleção de transdutores são: freqüência de operação, a sensibilidade e o ambiente e as características físicas. [Miller, 2005]

Os pré-amplificadores podem ser localizados próximos aos transdutores, mas freqüentemente são incorporados aos transdutores. Os pré-amplificadores possuem filtros, ganho (muito comum 40 dB) e cabo. Além do filtro incorporado ao pré-amplificado e ao transdutor poderão ser utilizados filtros no computador.

A freqüência do ensaio de emissão acústica é uma opção do operador de emissão acústica já que a mesma possui uma banda larga podendo ser do som audível até 50MHz.

As baixas frequências geralmente são relacionadas a ruídos de fundo, assim não é usual trabalhar com frequências abaixo de 10 kHz e as frequências altas é limitado pela atenuação, sendo raro trabalhar acima de 1 MHz. O range usual de trabalho em emissão acústica fica de 100 a 300 kHz.

Os elementos primordiais em um sistema computadorizado são o ganho principal (20 a 60 dB) e o limite de referência do sistema (threshold), que ajustarão e darão sensibilidade ao ensaio.

O processamento do sinal é realizado em sistemas computadorizados, os sinais de emissão acústica são mensurados pelos circuitos do hardware e passam através do computador central para um arquivo. Estes arquivos costumemente possuem hits, hit rate, amplitude, duração, tempo de subida e freqüentemente a energia do sinal.

2.5.4 Características do sinal de emissão acústica

Durante a realização do ensaio de emissão acústica os sensores captam os sinais que a estrutura está emitindo e a análise desses sinais é realizado por diferentes parâmetros. No Brasil a norma NBR 15181 descreve o conceito de cada um deste parâmetros que serão apresentados a seguir, a figura 2.24 está mostrando cada um desses parâmetros em um onda hipotética.

Amplitude é o valor máximo de voltagem obtido pelo sinal de emissão acústica. Este é um parâmetro importante do ensaio de emissão acústica pois mensura a detectabilidade do sinal. Amplitudes de sinal abaixo da linha de referência dos sistema “threshold” não são gravados.

Contagem de emissão acústica é o número de vezes que o sinal de emissão acústica ultrapassa o limite de referência durante o ensaio. A contagem depende da frequência do transdutor, das características de amortecimento do transdutor, das características de amortecimento do material que está sendo ensaiado e da linha de referência do sistema. Este parâmetro é usualmente utilizado para quantificar a intensidade da atividade da fonte de emissão acústica . Algumas correlações entre a contagem e parâmetros da mecânica da fratura tem sido estabelecidos com o fator de intensidade de tensão e a taxa de propagação de trinca de fadiga apresentadas nas equações abaixo. [Miller, 2005]

$$N \equiv K^n EA \quad (2.33)$$

Onde,

N= Contagem de emissão acústica

K= Fator de intensidade de tensão

n_{EA}= Constante que varia de 2 a 10

$$\frac{dN}{da} = \frac{da}{dc_1} \quad (2.34)$$

Onde,

a= tamanho da trinca

c₁= número de ciclos

N= Contagem de emissão acústica

Limite de referência dos sistema “threshold” é o limite de referência do sistema eletrônico acima do qual os sinais serão detectados. A energia é a medida da área retificada do sinal de emissão acústica.

Duração é o parâmetro que pode ser utilizado para caracterizar diferentes tipos de fontes e filtrar ruídos. Ele é dependente da magnitude do sinal gerado e das características acústicas do material.

Tempo de subida “rise time” é o tempo entre o primeiro sinal a cruzar a linha de referência e o sinal de maior amplitude. Este parâmetro está associado com a propagação da fonte de emissão acústica e o sensor, por este motivo é utilizado para qualificação dos sinais e para filtrar ruídos.

Tempo de decaimento é o tempo entre o pico do sinal e o sinal a cruzar a linha de referência do sistema.

Energia é a medida da área sob o envelope de sinal retificado de emissão acústica. Este parâmetro tem uso preferencial se comparado com o parâmetro de contagem, porque é sensível quanto a amplitude e duração, enquanto é menos dependente dos ajustes de limite de referência do sistema. A atividade total de emissão acústica é frequentemente medida como a soma das magnitudes de todos os sinais de emissão acústica, a energia é o melhor parâmetro que representa isto.

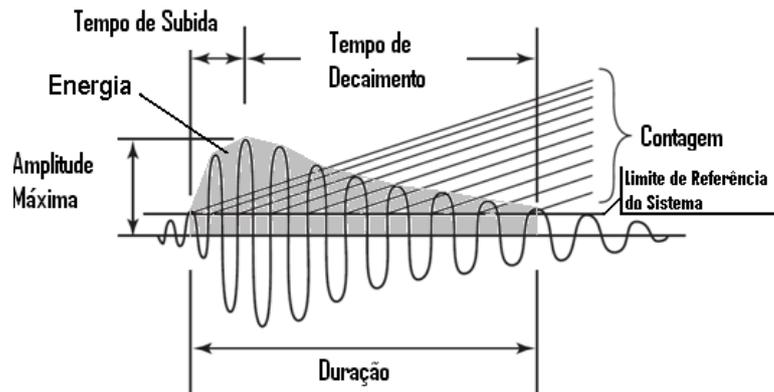


Figura 2.24 – Onda hipotética de emissão acústica e parâmetros da onda que são medidos

2.5.5 Fontes macroscópicas de emissão acústica

A deformação plástica é a primeira fonte de emissão acústica materiais metálicos quanto solicitados, sendo que a plastificação na região próxima ao escoamento é fornece altos níveis de atividade na emissão acústica. A figura 2.25 mostra um exemplo de uma curva tensão x deformação onde é evidenciado que a maior atividade dos sinais está na região do escoamento, também é interessante observar nesta figura que depois de ocorrido o escoamento a atividade dos sinais de emissão acústica caem expressivamente.

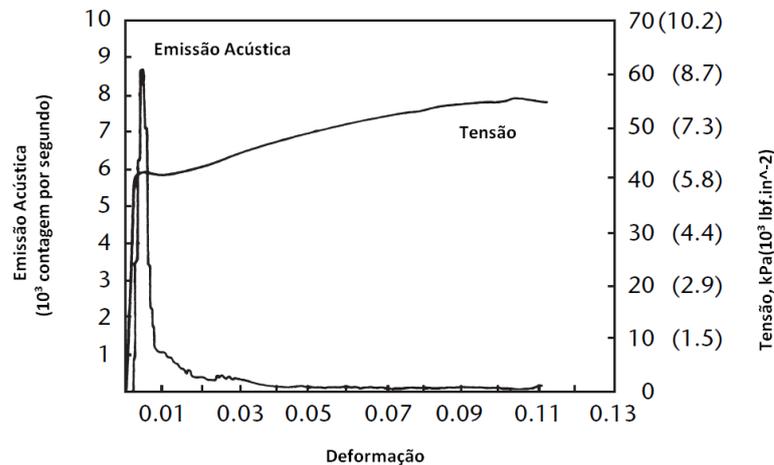


Figura 2.25 – Curva tensão x deformação e contagem para um aço médio carbono (fonte: Miller, 2005)

O comportamento apresentado na figura 2.25 como já foi citado de um aço médio carbono, outros materiais podem possuir outros comportamentos, como é o caso do alumínio que possui a maior intensidade de sinais de emissão acústica após ocorrer o escoamento é

atribuído as inclusões frágeis que o material possui o leva a este comportamento quanto a sinais de emissão acústica.

Devido às características do ensaio de emissão acústica existe uma correlação entre efeitos da fratura e os sinais de emissão gerados. Soares, em 1997, conseguiu correlacionar parâmetros de emissão acústica com o fator de intensidade de tensão em experimento realizado em um vaso de pressão.

Tabela 2.1 – Fatores que tendem a aumentar ou diminuir a amplitude relativa da resposta da emissão acústica (Fonte: Miller, 2005)

<i>Aumenta</i>	<i>Diminui</i>
Alta resistência	Baixa resistência
Alta taxa de deformação	Baixa taxa de deformação
Baixa temperatura	Alta temperatura
Anisotropia	Isotropia
Heterogeneidade	Homogeneidade
Seções espessas	Seções finas
Fratura Frágil (clivagem)	Fratura Dúctil (cisalhamento)
Materiais contendo descontinuidades	Materiais sem descontinuidades
Transformação martensítica	Transformações metalúrgicas por difusão
Propagação de trincas	Deformação Plástica
Materiais fundidos	Materiais Conformados
Granulação grossa	Granulação fina

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 Determinação da pressão de colapso de regiões de ligação casco e bocais

Neste item será realizado um breve resumo da bibliografia consultada que abordou casos de ligações casco e bocais e análise de colapso plástico. Os trabalhos consultados foram desenvolvidos utilizando o método de elementos finitos e muitos deles foram comparados com dados experimentais, que mostraram um bom grau de aproximação, o que evidenciou a aplicabilidade do método de elementos finitos para este tipo de análise.

Paytem e Law (1998) implementaram uma metodologia de análise não linear através do MEF utilizando o percentual da deformação plástica efetiva (EPS), a metodologia é baseada em refinar a malha utilizando elementos apropriados até que o resultado gráfico apresentado na análise tenha resultados com bom nível de aproximação e a partir daí a análise é encaminhada observando que com incrementos de pressão independentemente da geometria ou do material o % EPS resultante é linear até que todo o ligamento atinja a plasticidade. Baseado nisto foi possível a extrapolação dos resultados de baixos níveis de deformação plástica até o colapso plástico, reduzindo o tempo de análise.

Os estudo de Paytem e Law foi realizado utilizando uma ligação entre um tampo esférico com e sem defeito e um bocal Foram avaliadas ligações tampo e bocal em aço carbono ($\sigma_e=355\text{MPa}$; $\sigma_u=555\text{MPa}$) e ligação de tampo e bocal em alumínio ($\sigma_e=261\text{MPa}$; $\sigma_u=313\text{MPa}$). A figura 3.1 mostra a configuração utilizada neste trabalho. A análise foi realizada utilizando um modelo axissimétrico com elementos de 4 nós com utilizando o software EMRS NISAI. O comportamento do material obedecia ao endurecimento isotrópico e o critério de plastificação utilizado foi o de von Misses. Na comparação dos resultados obtidos através dos critérios de colapso plástico apresentados na tabela 3.2, %EPS e os resultados experimentais mostraram um bom grau de aproximação. A seguir são apresentados os critérios de colapso plástico utilizados, as curvas pressão x deformação e a comparação dos resultados obtidos.

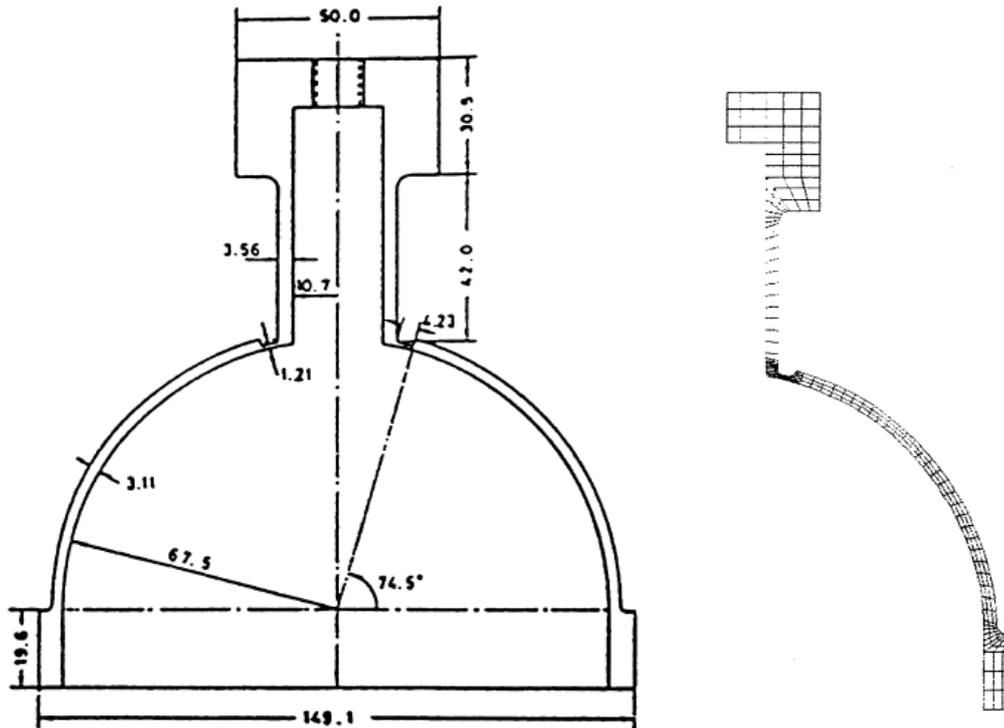


Figura 3.1 – Desenho representando a geometria do tampo esférico e o bocal na configuração com defeito (esquerda) [dimensões em mm] e malha gerada para análise no MEF (direita) [fonte: Payten e Law, 1998]

Tabela 3.1. Critério de plastificação utilizados no trabalho de Payten e Law (1998)

Critério	Descrição
P_0	Corresponde ao comportamento rígido plástico é a interseção da tangente da curva pressão x deslocamento com o eixo da pressão
P_1	Corresponde ao comportamento elástico perfeitamente plástico é a interseção das tangentes das curvas da região elástica e plástica na curva pressão x deslocamento
P_3	Corresponde ao critério de dupla flexibilidade (Critério utilizado pelo ASME VIII Divisão 2) é a interseção da reta traçada a partir da origem do gráfico pressão x deformação com o dobro da declividade da região elástica com curva pressão x deslocamento

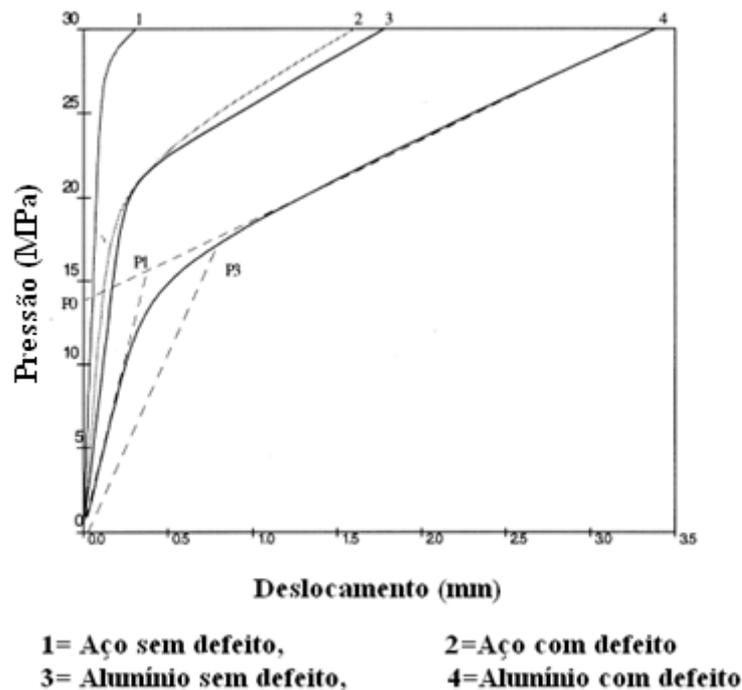


Figura 3.2 Curva pressão x deslocamento para as diferentes modelos analisadas (para a geometria 4 é representado os diferentes critérios de colapso plástico)

Tabela 3.2 Resultados do trabalho de Payten e Law (1998)

Modelo		P_0	P_1	P_3	EPS	Experimental
Aço	sem defeito	26,5	27,6	29	26,7	-
Aço	com defeito	19,7	20,8	21	19,42	23
Alumínio	sem defeito	19,8	21,1	22,5	19,42	-
Alumínio	com defeito	14	15,9	17,6	15	14,2
						15,5

O resultado do trabalho realizado mostrou que os critérios de colapso plástico tiveram um bom grau de aproximação com o resultado experimentais e o critério proposto de EPS se

aproximou bastante ao critério de P1 com uma redução do tempo de processamento para menos da metade.

Utilizando o método de elementos finitos através do software ANSYS com elementos sólidos 3D de 20 nós, SOLID95, Liu et al em 2004, obtiveram a pressão limite e o fator de concentração de tensão para 81 modelos de elementos finitos utilizando análise não linear com comportamento linear perfeitamente plástico, sendo possível a comparação com 26 testes experimentais realizados por outros autores no período de 1966 e 1993. A pressão limite foi adquirida através dos métodos da dupla flexibilidade, 15% curva elástica e método de carga final. A comparação com os teste experimentais se deram na carga de colapso plástico, que foi a carga considerada a carga onde houve considerável deformação circunferencial do casco e não a carga de ruptura que é consideravelmente maior devido ao fato do endurecimento durante a plastificação do material. Os resultados das análises realizadas através dos modelos de elementos finitos tiveram uma ótima aproximação com os dados dos teste experimentais.

Liu et al (2008), aplicaram análises elastoplásticas utilizando o software ANSYS-APDL em um vaso de pressão com dois bocais, um bocal no casco cilíndrico e um bocal no tampo esférico. O objetivo do trabalho foi comparar primeiramente o resultado da análise com valores de colapso plástico de soluções analíticas de referências desenvolvidas para casco cilíndricos e depois disto comparar os resultados obtidos utilizando os três métodos aplicados pelo ASME (método elástico, método de carga limite e análise elastoplástica). A análise foi realizada utilizando elementos sólidos 3D de 8 nós, SOLID45 e o algoritmo de retorno radial para iteração da análise não linear. O material utilizado foi 16MnR com $\sigma_e=350$ MPa e $\sigma_u=530$ MPa. A figura 3.3 mostra o desenho do vaso com bocais que foi analisado e a figura 3.4 mostra detalhe da malha gerada.

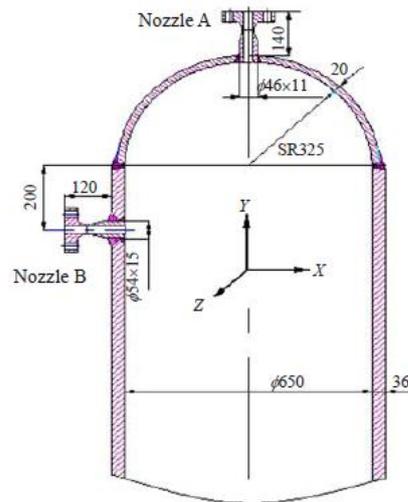


Figura 3.3 – Desenho representado o vaso de pressão o qual teve a análise utilizando MEF (dimensões em mm)

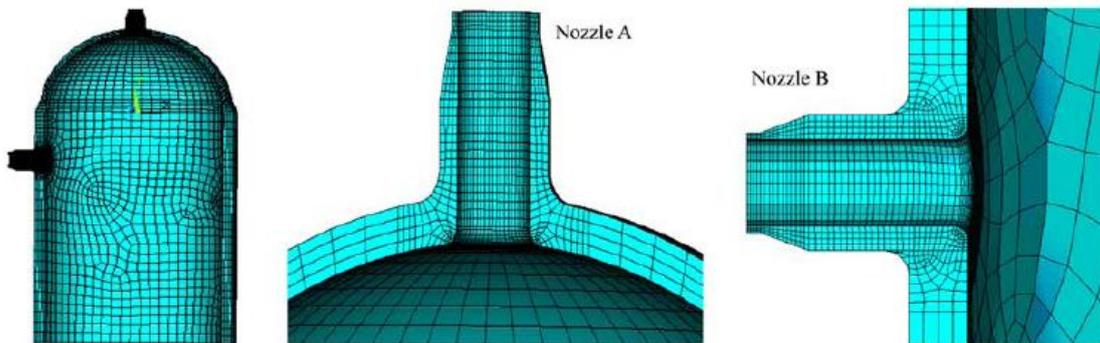


Figura 3.4 – Detalhe da malha gerada para o caso analisado

O resultado da análise elastoplástica de Liu et al resultou em uma pressão de colapso plástico de 50,3 MPa comparando com valores de expressões analíticas que variavam de 55 a 56,84 MPa, onde as expressões analíticas utilizadas eram para casco cilíndricos sem descontinuidades geométricas como por exemplo bocais. Utilizando a curva pressão x deformação obtida na análise elastoplástica foi possível aplicar o método de carga limite com o método da dupla flexibilidade. O método da dupla flexibilidade no bocal B, o caso mais crítico na análise, resultou em uma pressão de 35,4 MPa, como pode ser visto na figura 3.5. Adicionalmente o código ASME VIII Divisão 2 especifica que a pressão não deve exceder a $2/3$ da carga de colapso. Ou seja, para o caso estudado pelo método da carga limite a pressão máxima admissível é $2/3 * 35,4$ MPa que é igual a 23,6 MPa.

Ainda no trabalho de Liu et al, na parte experimental para validação do método utilizado dois vasos de aço inoxidáveis foram testados hidrostáticamente até a ruptura. O material dos vasos era aço inoxidável x5CrNi18-10 o resultado dos teste e o resultado da análise de elementos finitos estão na tabela a seguir.

Tabela 3.3 – Comparação dos resultados experimentais e numéricos através MEF realizados por Liu et al, 2008

Número do Vaso	Dimensão do Vaso (mm)	Resultado MEF (MPa)	Resultado Experimental (MPa)	Erro (%)
1	ri=250, L=1500 tc=6,5 th=8,3	15,5	16,2	4,5
2	ri=250, L=1500 tc=12,6 th=14,6	29,7	28	-5,7

Legenda: ri= Raio interno; L= Comprimento; tc=Espessura do casco; th= Espessura do tampo

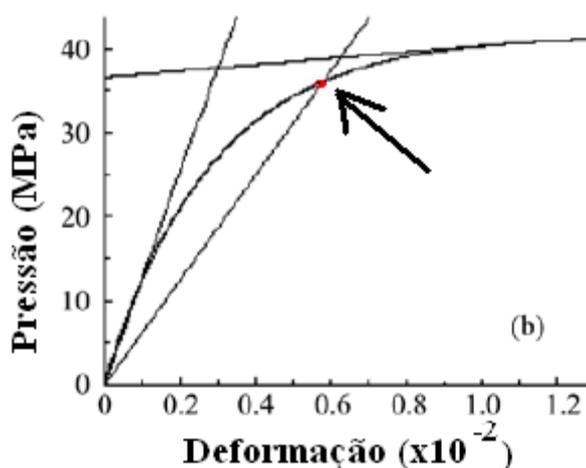


Figura 3.5 – Aplicação do método da dupla flexibilidade para obtenção da carga de colapso [fonte: Liu et al, 2008]

Em experimentos conduzidos por Xue et al. Em 2007, para uma configuração de um vaso de pressão com casco de diâmetro interno de 408mm e espessura de 9mm e bocal de diâmetro interno de 133 e espessura de 6mm foi realizada uma análise elastoplástica utilizando o MEF através do software ANSYS para simular a pressão de colapso plástico do

vaso. Neste experimento os materiais envolvidos eram aço de baixo carbono onde foram utilizados os dados de ensaio de tração x deformação verdadeira, o modelo de endurecimento utilizado foi o modelo cinemático multilinear. Os elementos utilizados foram elementos tridimensionais sólidos de 20 nós. O resultado do modelo de MEF comparado com o teste hidrostático teve um resultado 14,6% menor que o teste hidrostático que chegou a 21,46MPa.

3.2 Ocorrência de colapso plástico em vasos e tubulações

Zarrabi et al 1997, através de análises não lineares tridimensionais utilizando o MEF em mais de 40 modelos. Graficaram seus resultados de forma adimensional disponibilizando uma referência para a aplicação na análise de adequação ao uso para o caso da geometria de trincas longitudinais externas em tubos. Neste trabalho foram admitidos os seguintes comportamento dos materiais: material homogêneo, isotrópico e comportamento elástico perfeitamente plástico obedecendo ao critério de von Misses. A figura 3.6 e 3.7 mostram a geometria analisada e o resultado, respectivamente.

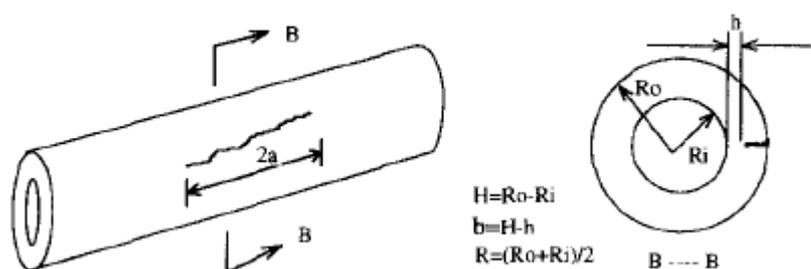


Figura 3.6 – Geometria analisada por Zarrabi et al 1997

Em 2004, Staat, reuniu resultados de 293 testes de ruptura em vasos e tubulações, o material dos vasos e das tubulações na sua grande maioria eram aço carbono ou baixa liga, sendo apenas 10 em aço inoxidável austenítico. Neste trabalho todos os testes tiveram materiais com alta ductilidade onde o modo de falha dominante era o colapso plástico e não a fratura, por este motivo a análise de carga limite era suficiente para descrever a pressão de ruptura. Staat compara duas abordagens de cálculo: uma abordagem local, onde o que é levado em consideração a instabilidade local do ligamento levando em consideração apenas o ligamento em relação a espessura e a outra é a abordagem global onde todas as dimensões da trinca são consideradas. Staat concluiu que para defeitos profundos a abordagem global é

mais apropriada, ou seja a abordagem local não reflete a resistência disponível na estrutura analisada. A figura 3.8 mostra o resultado da aplicação das duas abordagens para o caso de um tubo espesso.

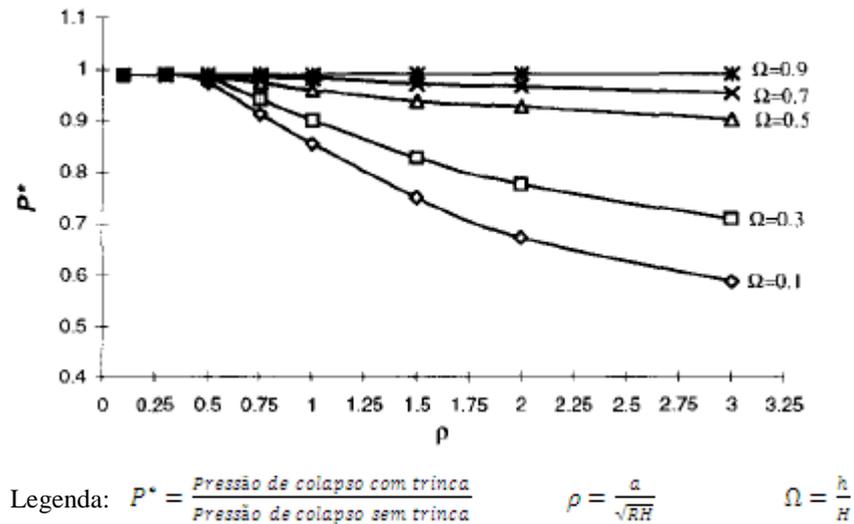


Figura 3.7 – Resultado da análise de Zarrabi et al, 1997

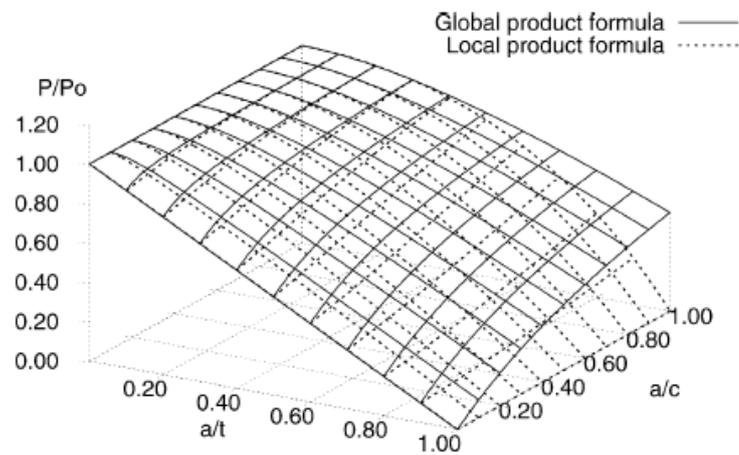


Figura 3.8 – Resultado da aplicação da abordagem global e abordagem local para um tubo espesso raio externo de 44,45mm, $t = 22,2\text{mm}$ (espessura), $P_0 =$ pressão de colapso do tubo sem trinca e $P =$ pressão de colapso do tubo com a trinca [fonte: Staat, 2004]

3.3 Aplicação de ensaio de emissão acústica em vasos de pressão e tubulações

Anastarapoulos et al, 2008 apresentaram três estudos de caso em testes realizados em esferas contendo GLP. O primeiro caso foi de uma esfera de 19,7 metros de diâmetro que estava operando e foi removida de operação para realização de inspeções e teste hidrostático. Devido a um erro no indicador de pressão a esfera foi sobre pressurizada, onde a pressão de teste era 16,5 bar chegou a 20 bar (onde o transmissor de pressão indicava 10,4 bar). Durante o teste o ensaio captou intensas fontes de emissão acústica e o teste foi interrompido, onde foi detectado o erro do instrumento de controle. A descontinuidade mais intensa que originou as fontes de emissão acústica foi caracterizada como descontinuidade linear com aproximadamente 1 metro de comprimento, sendo provavelmente uma falta de fusão. Após o primeiro ciclo de pressurização que chegou indevidamente a 20bar a esfera teve em outro dia a realização de um segundo ciclo até 16,18 bar onde não foram encontrados sinais relevantes, obedecendo ao efeito Kaiser. O segundo estudo de caso foi em uma esfera de 18 metros que teve um teste hidrostático a 13,65 bar, neste teste foi encontrado uma descontinuidade de 2cm de comprimento em uma das soldas entre o casco e uma perna de sustentação da esfera. O terceiro caso foi em uma esfera de 17m que teve reparos de solda, durante o teste hidrostático a pressão de 19,6 bar, foram captadas fontes oriundas da região reparada, após a inspeção do local foram encontradas falta de penetração da solda e micro trincas. Estes estudos de casos forma realizados utilizando o software comercial MONPAC que trabalha com um banco de dados de vários teste realizados e classifica o ensaio em cinco níveis de A até E sendo o E o mais crítico. Todos os casos apresentados tiveram fontes classificadas como “C”, onde as fontes podem ser acompanhadas com futuros ensaios de emissão acústica, reteste ou dimensionamento com ensaios não destrutivos.

Jacques et al, em 2011, apresentaram um experimento em um tubo de 20” e 1,9 metros de comprimento seguindo a especificação API-X60. Este tubo tinha uma trinca de fadiga com altura de 7 a 10mm partindo da superfície externa, onde a espessura do tubo era 14,5mm. O tubo foi testado hidrostaticamente até a pressão de ruptura que se deu a 22,93MPa com monitoramento através de emissão acústica e o método de ultrassom TOFD que possibilitou quantificar o crescimento da trinca. Quanto ao comportamento da trinca e a ruptura do protótipo utilizado, Jacques et al, 2011, observaram que os sinais de emissão acústica se pronunciaram durante o teste realizado. Os sinais foram mais intensos na eminência da ruptura, fazendo com que metodologia utilizada não possibilita a predição da ruptura.

A figura 3.9 mostra o resultado dos parâmetros de amplitude e duração das ondas durante o teste hidrostático onde é evidenciado que os sinais de emissão acústica se tornam mais pronunciados na eminência da ruptura.

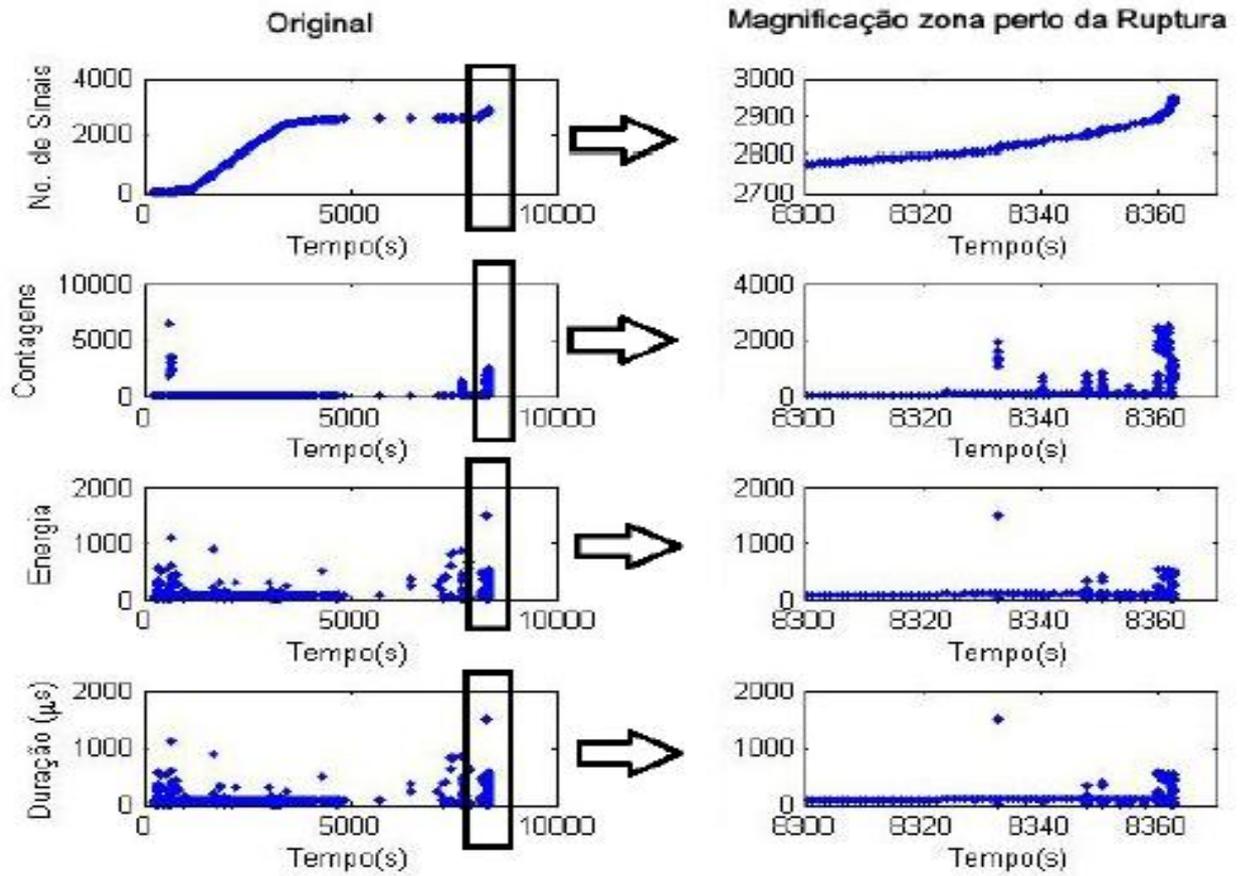


Figura 3.9 – Parâmetros de amplitude e duração durante o teste hidrostático do protótipo (fonte: Jacques, 2011)

4. METODOLOGIA

Neste capítulo será descrito a metodologia adotada para elaboração desta dissertação de mestrado. A mesma pode resumidamente ser dividida em seis partes: 1) Dimensionamento de um protótipo de ligação casco e bocal atendendo ao código de projeto e fabricação ASME seção VIII, Divisão 1; 2) Fabricação do protótipo inferindo uma descontinuidade reprovável pela metodologia de cálculo do código de projeto; 3) Teste experimental através de teste hidrostático até o colapso da ligação casco e bocal com acompanhamento através de ensaio de emissão acústica; 4) Obtenção das propriedades mecânicas para viabilizar o uso da metodologia de avaliação através da mecânica da fratura e carga limite; 5) Avaliação da descontinuidade da ligação casco e bocal através da utilização do guia BS7910 e através de análise elastoplástica utilizando o método de elementos finitos; 6) Análise da fratura através de avaliação visual, metalografia e fractografica para verificar a coerência com os resultados das metodologias aplicadas.

4.1 Cálculo ligação casco e bocal conforme ASME Seção VIII Divisão 1

O protótipo do vaso de pressão, que foi objeto de estudo deste trabalho, foi projetado seguindo o código ASME Seção VIII Divisão 1, Edição de 2006. No cálculo não foi levado em consideração à existência de descontinuidade de soldagem. Os materiais utilizados atendiam especificações ASTM e as propriedades mecânicas dos materiais para o cálculo foram as do ASME Seção II parte D, 2004.

4.2 Caracterização das propriedades mecânicas

Os materiais utilizados tiveram suas propriedades mecânicas caracterizadas através de ensaios de tração, Charpy-V, integral J, dureza e micro dureza. Com os valores obtidos no ensaio de impacto de Charpy-V foi adquirido o valor de tenacidade a fratura através de correlação do guia BS7910. Os equipamentos utilizados para a realização deste item são apresentados a seguir.

- Análise química: Espectrômetro de Emissão Ótica, Marca: ARL, Modelo: 3460 AES
- Ensaio de tração: Máquina Universal de ensaio, Marca: INSTRON : Modelo:5585H

- Ensaio de Charpy: Máquina, Marca: Wolpert, Modelo PW30/15
- Ensaio de Integral J: Máquina, Marca: MTS, Modelo: 810
- Dureza: Durômetro de bancada, Marca: Heckert., Carga:1839N Penetrador: \varnothing 2,5mm

4.3 Cálculo de criticidade da descontinuidade conforme metodologia BS-7910

Utilizando os resultados dos ensaios mecânicos realizados foi executada a análise de criticidade da descontinuidade existente no protótipo. A metodologia adotada para a realização do cálculo de criticidade foi a do guia da British Standard – BS7910:2005. Os níveis para a realização da análise foram níveis 2A e 2B. As tensões utilizadas na metodologia de cálculo de criticidade foram adquiridas através do método de elementos finitos.

4.3.1 Cálculos das tensões aplicadas no protótipo

Conforme é requisitado no guia BS7910, as tensões que foram adquiridas foram as tensões nas seções de interesse sem a presença da descontinuidade, tensões estas atuantes no modo I de deformação (no sentido de abrir a descontinuidade).

O modelo de elementos finitos foi um modelo sólido 3D representado $\frac{1}{4}$ da geometria de interesse utilizando as condições de contorno pertinentes. O software utilizado foi o software ANSYS versão 11.0

O elemento utilizado foi o elemento SOLID95, este elemento é definido como por 20 nós tendo 3 graus de liberdade por nó (translações nas direções x, y e z). Este elemento pode ter qualquer orientação espacial e possui a propriedade de trabalhar com plasticidade, fluência, grandes deformações e grandes deslocamentos e enrijecimento por tensão.[ANSYS, 2007]

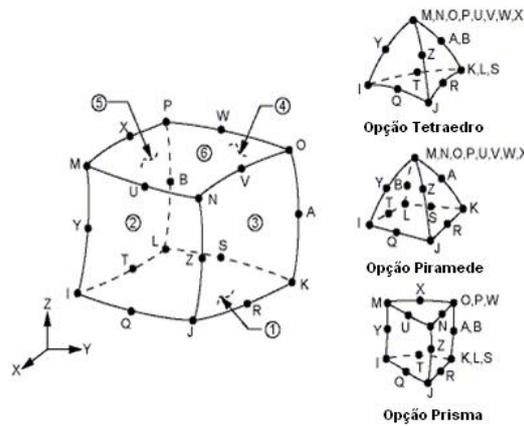


Figura 4.1 – Elemento SOLID95 (Fonte: ANSYS, 2007)

4.4 Análise elastoplástica utilizando o método de elementos finitos

A utilização da metodologia de análise utilizando o guia BS7910 objetiva a análise de criticidade da descontinuidade. Para isto, as tensões de interesse aplicadas tanto na análise do modo de falha de fratura quanto no modo de falha de colapso plástico são as tensões que estão no modo I de deformação, ou seja, na direção radial com referência ao bocal. A realização da análise elastoplástica terá o objetivo de complementar a análise realizada com o guia, visto que realizará uma análise avaliando o comportamento da geometria de interesse como se a mesma tivesse apenas o ligamento entre o casco e o bocal, desprezando-se a interação da descontinuidade. Desta forma, a análise de criticidade poderá ganhar duas contribuições interessantes. A primeira será avaliar a geometria quanto ao colapso plástico utilizando a análise das tensões na direção radial ao bocal. E a segunda será avaliar se outras tensões atuantes poderão levar a falha da geometria em estudo, que não aquelas avaliadas na primeira metodologia utilizando o guia BS 7910.

Para a realização da análise elastoplástica será construído um modelo de elementos finitos com elementos sólidos 3D, os mesmos que foram utilizados na análise elástica, uma vez que este tipo de elemento comporta não linearidade geométrica e material. Para análise foi utilizado o endurecimento cinemático multilinear com dados extraídos de uma curva tensão x deformação real. Além da não linearidade material citada anteriormente na análise, também foi habilitada a não linearidade geométrica. Foi utilizado o algoritmo de retorno esférico opção dada pelo software ANSYS.

4.5 Teste experimental

4.5.1 Teste hidrostático

Foi realizado teste hidrostático utilizando como fluído de teste água a temperatura ambiente ($\sim 25^{\circ}\text{C}$). O teste foi realizado em patamares e o final do mesmo foi determinado pela ruptura do protótipo.

4.5.2 Ensaio de emissão Acústica

O ensaio de emissão acústica utilizou o equipamento Vallen System M16, modelo: ANSY 5. Os sensores utilizados foram do tipo com pré-amplificador integrado de 40 dB, modelo: VS 150RI, com frequência de 150 kHz.

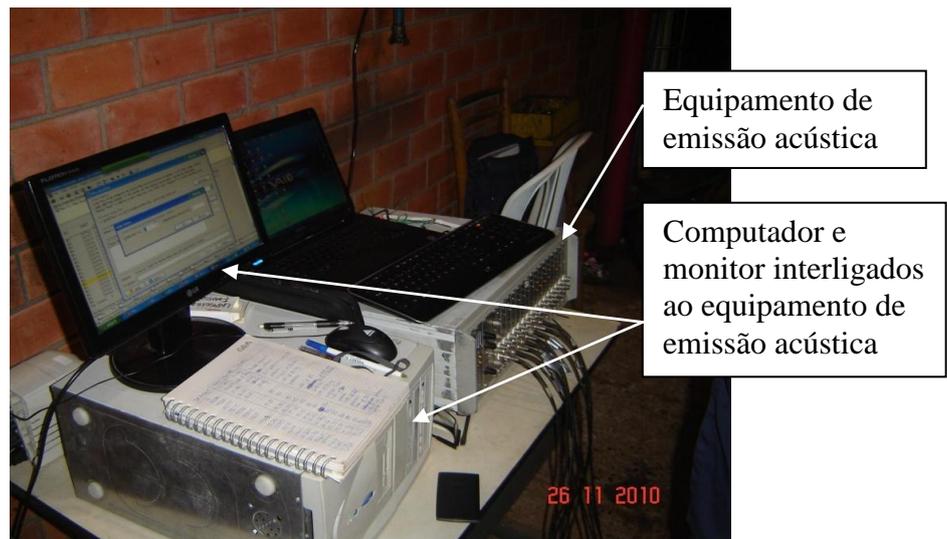


Figura 4.2 Vista do equipamento de emissão acústica utilizado.

4.6 Análise de falha da fratura

A fratura e a região de interesse foram analisadas através de avaliação visual, metalografia observada até 1000X com a utilização de microscópio ótico Olympus BX511 e fractografia até 1000x com a utilização de Microscópio Eletrônico de Varredura, Marca: Zeiss, modelo: DSM 940.

5. DESENVOLVIMENTO DO TRABALHO

Neste capítulo será apresentado o desenvolvimento dos trabalhos realizados nesta dissertação, na seção 5.1 serão apresentados os detalhes que englobam a estrutura analisada, na seção 5.2 serão apresentados os ensaios mecânicos e seus resultados, na seção 5.3 serão apresentados os estudos realizados, apresentando os resultados do teste hidrostático monitorado com o ensaio de emissão acústica, a análise de criticidade da descontinuidade através do guia BS7910, a análise elasto-plástica da ligação casco bocal e análise da falha através de análise visual, metalografia e através de fractografia. Na medida em que os resultados forem sendo apresentados os comentários e discussões serão realizados na sequência para auxiliar na conclusão final desta dissertação.

5.1 Descrição da estrutura utilizada para realizar os testes

A ligação casco e bocal e o restante do protótipo foram calculados através do código ASME seção VIII, Divisão 1, Edição de 2006. Os cálculos foram realizados com as tensões admissíveis adquiridas no ASME Seção II parte D, 2004. O resultado do cálculo, os materiais utilizados e o desenho que representa o protótipo calculado serão apresentados a seguir. Os cálculos realizados estão no apêndice C.

Tabela 5.1 Condições de projeto utilizado no cálculo do vaso e valores de Pressão máxima de trabalho admissível (PMTA) e teste hidrostático

Identificação	P Projeto (MPa)	T Projeto (°C)	PMTA (MPa)	Pressão de Teste Hidrostático (MPa)
Tampa Plana #2	4,27	60,0	5,83	5,55
Casco ø16"	4,27	60,0	6,64	5,55
Tampa Plana #1	4,27	60,0	5,83	5,55
Bocal #1 (N1)	4,27	60,0	4,27	5,55

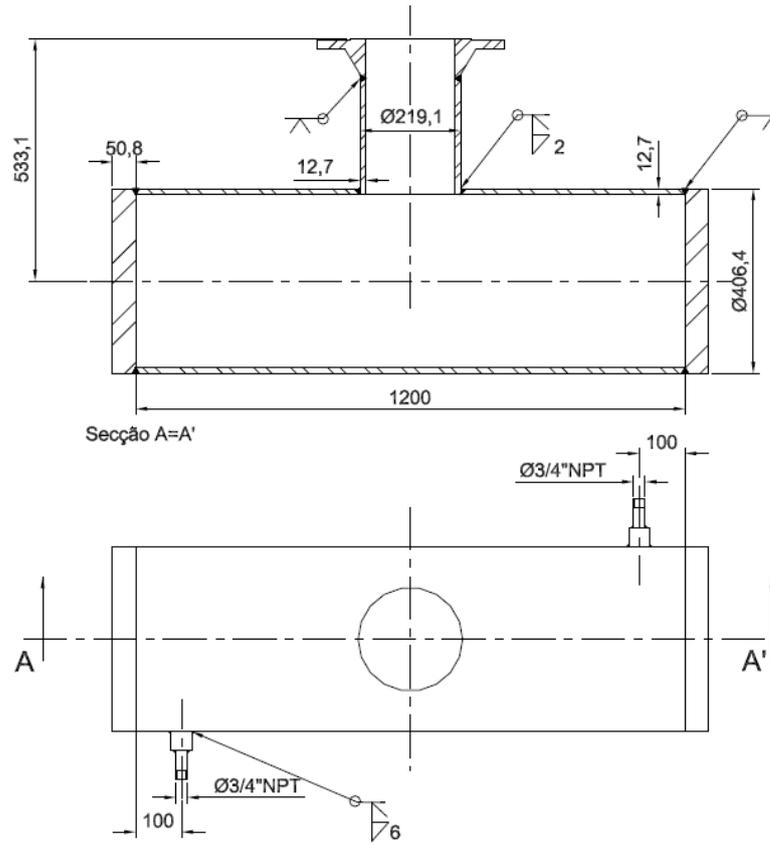


Figura 5.1 – Desenho do protótipo construído

Tabela 5.2 – Lista de materiais utilizados no protótipo

Identificação	Espessura	Especificação ASME
Tampas Planas	50,8mm	SA285C
Casco	12,7mm	SA106B
Bocal	12,7mm	SA106B
Flange de Pescoço 8" SCH80 300#		SA105

Descontinuidade analisada

Na construção do protótipo, intencionalmente, foi admitido uma grande descontinuidade que é reprovada pelo código de fabricação e projeto. A seguir detalhes da descontinuidade admitida na confecção do vaso de pressão.

Tipo de descontinuidade: Falta de Penetração no procedimento de soldagem

Altura da descontinuidade: 8,7mm e detalhe com altura de 11,2mm (ver figura 5.2)

Comprimento da descontinuidade: Todo o perímetro da bocal

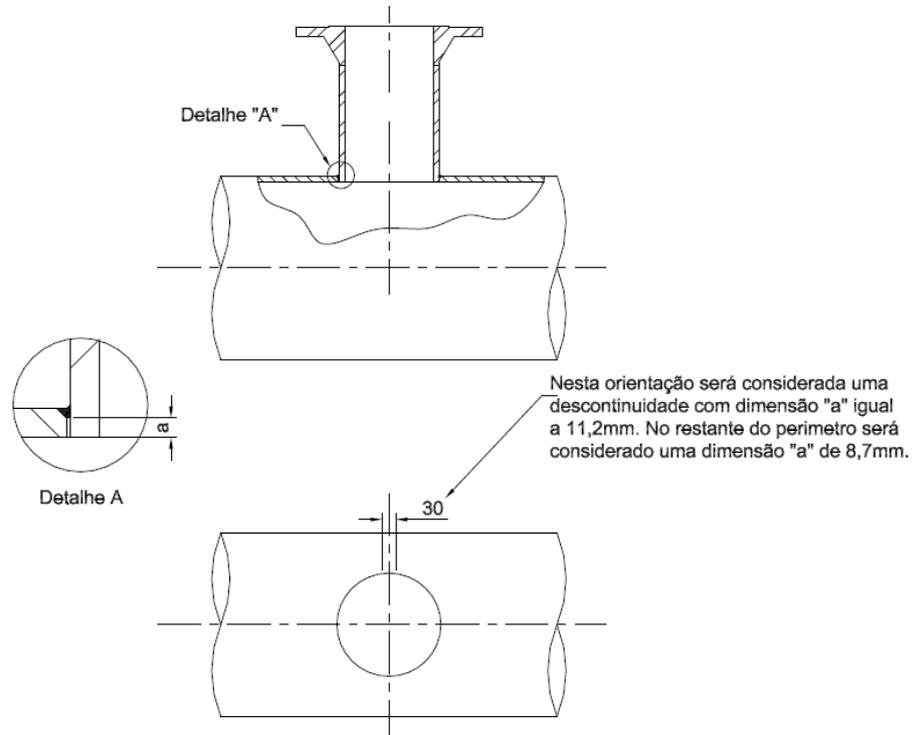


Figura 5.2 – Representação da descontinuidade analisada com auxílio do guia BS7910

Além da descontinuidade também não foi atendida a dimensão da perna de solda que deveria ser 8,57mm pelo cálculo de área no dimensionamento do bocal conforme UG-37.

5.2 Determinação das propriedades mecânicas da estrutura em estudo

Para a obtenção das propriedades mecânicas necessárias para o desenvolvimento deste trabalho foram realizados ensaios mecânicos de tração, Charpy-V e integral J. Para confecção dos corpos de prova utilizados nos ensaios mecânicos utilizou-se uma seção do tubo de 8" de 400 mm de comprimento, o mesmo que foi utilizado na fabricação do bocal do vaso de pressão. Esta seção de tubo foi dividida em outros dois segmentos de 200 mm de comprimento cada, os quais foram novamente ligados através de soldagem. A técnica de soldagem utilizada foi TIG, com varetas de 2mm de diâmetro, especificação AWS A5.18 ER70S-3, mesma técnica empregada na soldagem do protótipo. O chanfro utilizado foi meio

“V” sendo um bisel reto e outro com um ângulo de 45° com altura de raiz e abertura de 2 mm. Para verificação da conformidade do material utilizado com a especificação ASTM A 106 Gr B os tubos utilizados tiveram análise química.

Foram confeccionados 5 corpos de prova com solda e cinco corpo de prova sem solda para os ensaios de tração e Charpy, sendo que para os corpos de prova do ensaio de Charpy-V o entalhe foi alinhado com o chanfro reto do lado da raiz da solda. Para os ensaios de integral J foram confeccionados 2 corpos de prova com solda e 2 corpos de prova sem solda, onde os corpos de prova com solda assim como no ensaio de Charpy tiveram o entalhe alinhado com o chanfro reto do lado da raiz da solda.. A figura 5.3, mostra a representação de metade da seção do tubo a partir do qual foram extraídos os corpos de prova e a orientação dos corpos de prova em relação ao tubo.

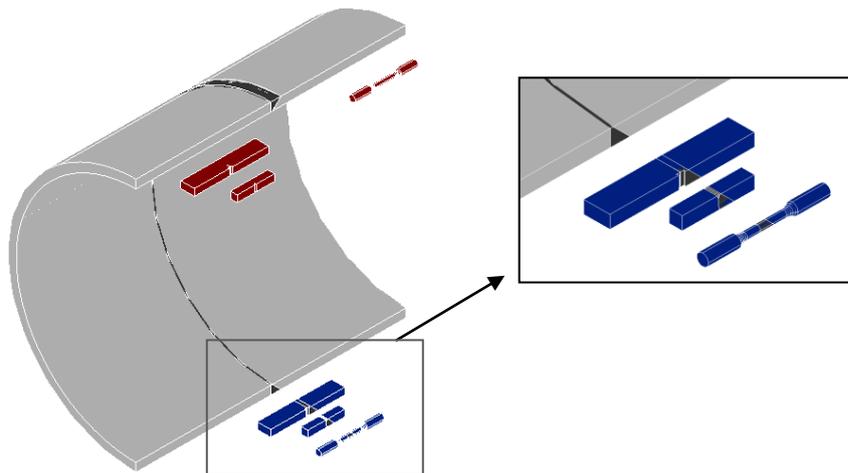


Figura 5.3 – Representação de metade da seção de tubo de 8” com solda utilizada para remoção dos corpos de prova para os ensaios destrutivos

5.2.1 Análise Química

Os resultados de análise química estavam em conformidade com a especificação do material utilizado. Os resultados estão representados na tabela 5.3.

Tabela 5.3 Resultado da análise química

Composição Química (%)										
	C	Mn	P máx	S máx	Si	Ni	Cr	Mo	Cu	V máx
Especificação	Máx 0,30	0,29/ 1,06	0,035	0,035	Min 0,10	Máx 0,40	Máx 0,40	Máx 0,15	Máx 0,40	0,08
Tubo Casco	0,179	0,578	0,02	0,007	0,211	0,006	0,02	0	0,021	0
Tubo Bocal	0,217	0,974	0,012	0,004		0,013	0,004	0,017	0,009	0,03

5.2.2 Ensaio de Charpy V

- Descrição do ensaio

Foram confeccionados 5 corpos de prova com solda e 5 corpos de prova sem solda para o ensaio de Charpy “V”. A norma utilizada como referência foi a norma ASTM A 370, o ensaio foi realizado a temperatura de 20 °C. A figura 5.4 mostra dimensões dos corpos de prova utilizados no ensaio de Charpy.

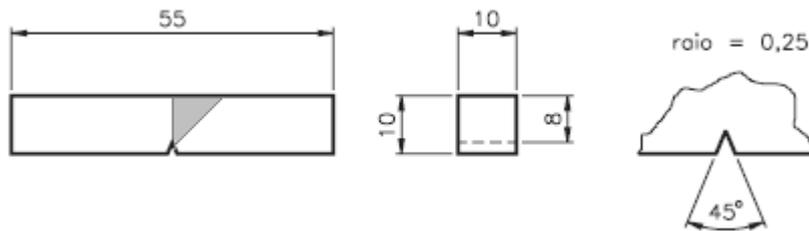


Figura 5.4 – Desenho dos corpos de prova do ensaio de Charpy (região hachurada mostra orientação do entalhe em relação à solda)

- Resultado do ensaio de Charpy-V

O resultado de Charpy evidenciou que o material utilizado neste estudo de caso possui alta tenacidade ao impacto a temperatura ambiente (20°C). As fotos apresentadas na figura 5.5 mostram os corpos de prova após a realização do ensaio. Nas fotos observa-se a fratura foi totalmente dúctil com superfície de fratura opaca e grande deformação plástica na periferia da fratura. Os resultados dos ensaios de Charpy são mostrados nas tabelas 5.5 e 5.6.

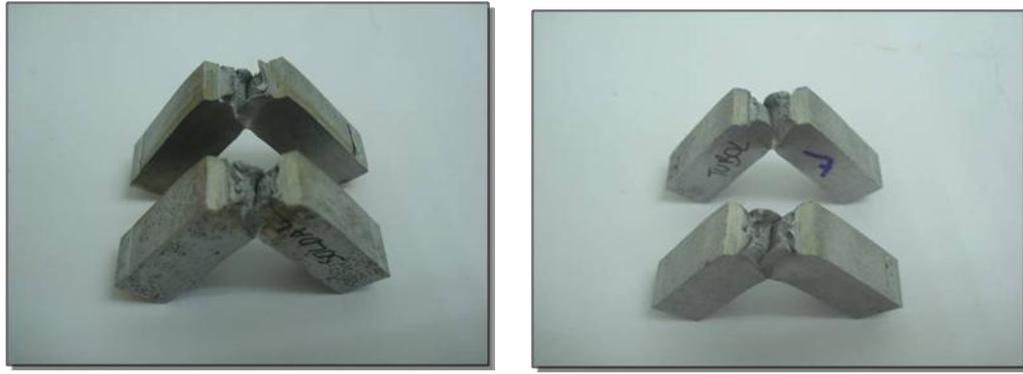


Figura 5.5 – Vista do aspecto dos corpos de prova após o ensaio de Charpy lado esquerdo corpos de prova soldados e na direita corpo de prova do tubo

Tabela 5.4 – Resultado dos ensaio de Charpy – V nas amostras do tubo

Identificação	Energia Absorvida (J)
1	211,5
2	183,1
3	187
4	197,8
5	185,1
Média	192,9
Desvio Padrão	11,8

Tabela 5.5– Resultado dos ensaio de Charpy – V nas amostras da solda

Identificação	Energia Absorvida (J)
1	242,9
2	226,2
3	250,7
4	213,5
5	219,4
Média	230,54
Desvio Padrão	15,8

O resultado do ensaio de Charpy V teve os valores de energia absorvida maiores para os corpos de prova da solda que os corpos de prova do tubo. Os ensaios metalografia

realizados evidenciaram que a solda não possuía microestrutura de solda e sim microestrutura normalizada, o que indica que o controle de temperatura do tratamento térmico de alívio de tensões foi deficiente e houve a austenitização da solda o que fez com que a microestrutura fosse refinada o que teve como consequência um acréscimo na tenacidade ao impacto.

5.2.3 Ensaio de Integral J

- Descrição do ensaio

Foram confeccionados um corpo de prova com solda e um corpo de prova sem solda para a realização do ensaio de integral J do tipo de flexão [SE(B) – Single Edge Notched Bend] em um corpo de prova do tubo e em um corpo de prova da solda, este ensaio seguiram a norma ASTM E 1820.

Também foram confeccionados um corpo de prova com solda e um corpo de prova sem solda para a realização do ensaio de integral J do tipo de tração (SENT – Single Edge Notched Tension). O cálculo do valor da integral “J” seguiram a norma DNV-R-101, porém os limites dimensionais do corpo de prova ficaram fora do admissível por esta norma. A figura 5.6 mostra dimensões dos corpos de prova utilizados no ensaio de Integral J.

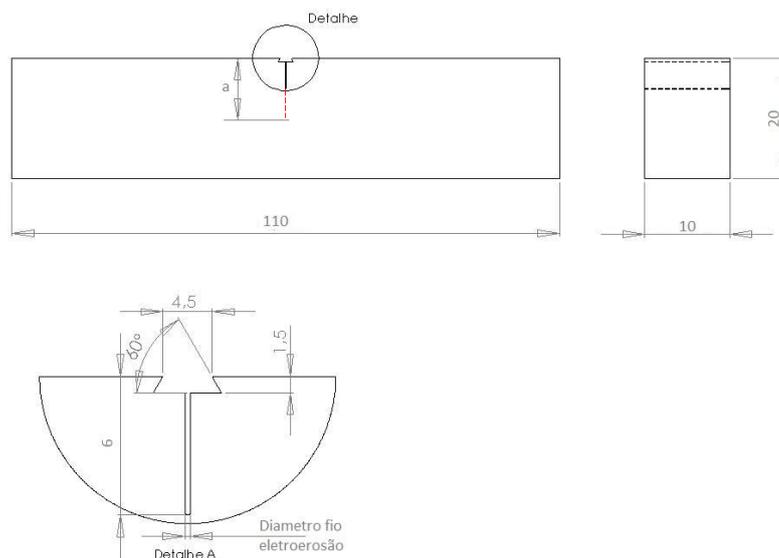


Figura 5.6 – Desenho dos corpos de prova utilizados nos ensaios de integral “J”

- Resultados do ensaio de Integral J

O resultado do ensaio nos corpos de prova SE(B) mostrou que a propagação da trinca foi de 0,05 e 0,2mm, para o corpo de prova soldado e o do tubo respectivamente. Ou seja, não houve progressão relevante da trinca este incremento no comprimento, na verdade se deu no processo de embotamento da trinca (arredondamento da extremidade). A figura 5.9 mostra detalhe do corpo de prova do tubo após realização do ensaio e fractografia mostrando característica dúctil da pequena propagação. Através deste resultado nos corpos de prova SE(B) não foi viável a obtenção do J_{IC} , visto que não houve propagação mínima requerida para a determinação deste parâmetro, a figura 5.8 mostra os resultados do ensaio de integral J para os corpo de prova SE(B) e as linhas de construção e exclusão atendendo a norma ASTM E 1820.

Para a obtenção do valor de J_{IC} para o material em estudo seria necessário aumentar o valor da espessura do corpo. Desta forma, haveria uma redução da tenacidade a fratura com o incremento da participação do estado plano de deformação e conseqüente restrição da deformação, fato que é inviável para o material utilizado, pois é um tubo e o mesmo já teve sua confecção nas maiores dimensões possíveis.

Uma alternativa para o caso em estudo seria a obtenção deste parâmetro em um material com propriedades mecânicas e microestruturais equivalentes e com espessura maior.

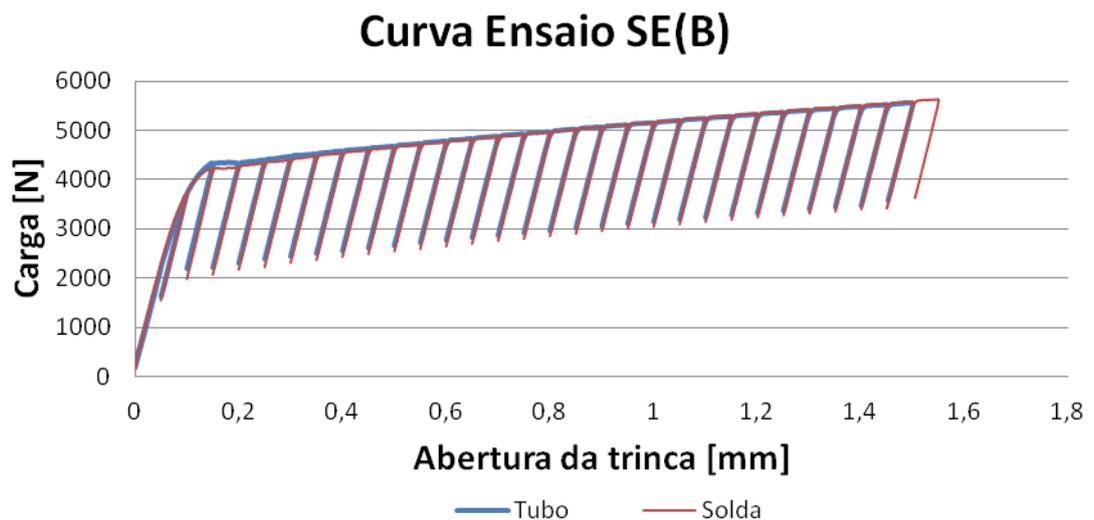


Figura 5.7 – Curva carga x abertura da trinca ensaio SE(B)

Resultado Ensaio Integral J - SE(B)

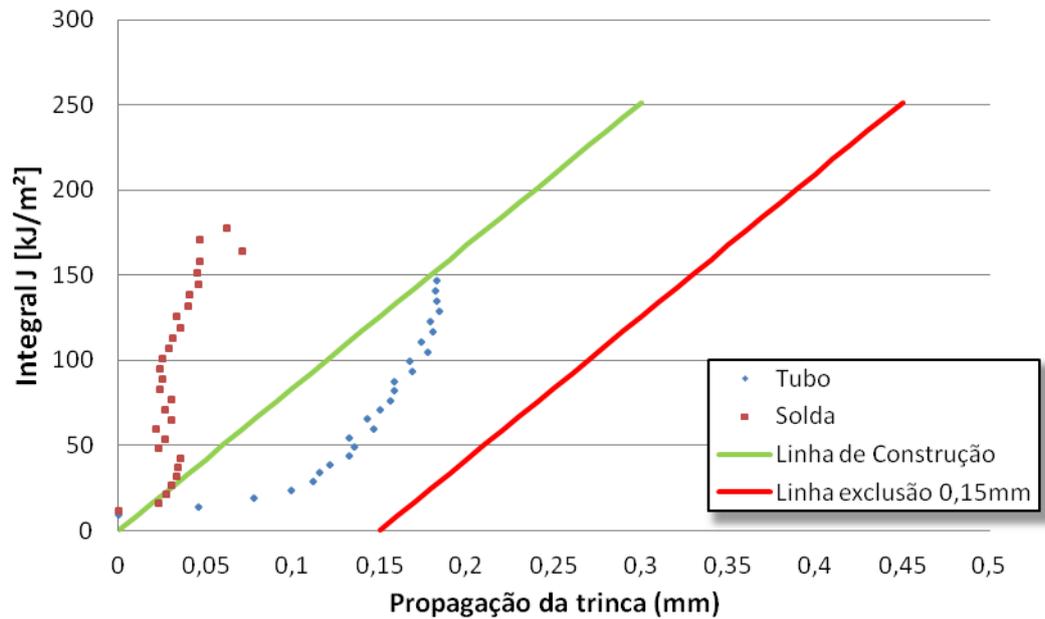


Figura 5.8 – Definição da região para qualificação dos dados do ensaio de integral J conforme ASTM E 1820

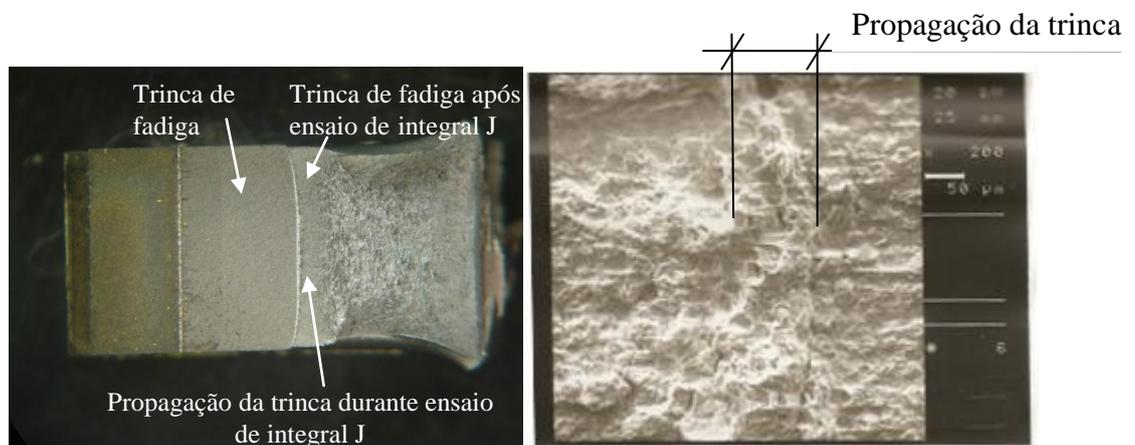


Figura 5.9 – Aspecto da propagação da trinca observada no corpo de prova do tubo

Além do ensaio de integral J utilizando corpos de prova SE(B) também foram realizados ensaio de integral J em corpo de prova SENT (Single Edge Notched Tension), sendo um corpo de prova com solda e um corpo de prova de tubo. Assim como nos ensaios

com o corpo de prova SE(B) os ensaio com os corpo de prova em tração também não tiveram propagação relevante ficando a maior propagação medida em 0,2mm.

Para o cálculo da integral J dos corpo de SENT foi aplicado o método de variação da flexibilidade elástica adaptando as equações presentes na prática recomendada DNV-RP-F108. Os resultados estão mostrados na figura 5.11.

O resultado dos ensaios SENT, teve o resultado coerente com a teoria, por se tratar de um corpo de prova com menor restrição a deformação plástica os valores da integral J calculados foram maiores que os valores adquiridos pelo ensaio SE(B), como não houve propagação da trinca este ensaio também não foi aproveitado para a avaliação da descontinuidade do protótipo.

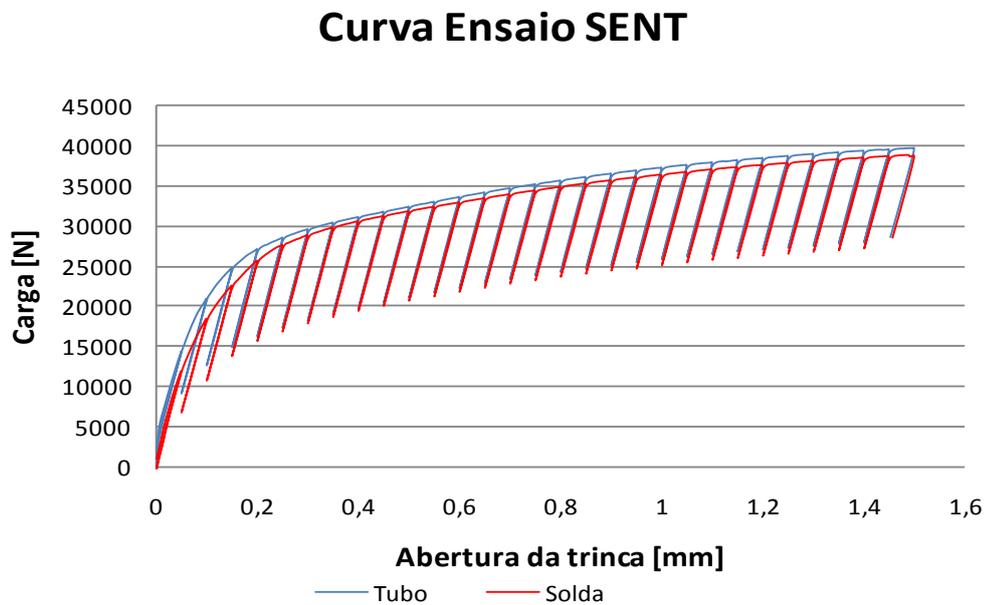


Figura 5.10 – Curva carga x abertura da trinca ensaio SENT

Resultado da Integral J - SENT

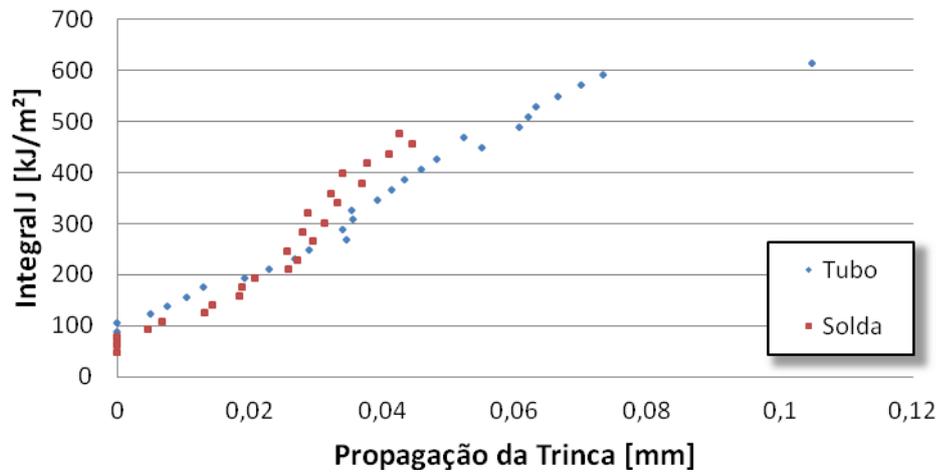


Figura 5.11 – Curva J-R adquirida no ensaio de Integral J com corpo de prova SENT

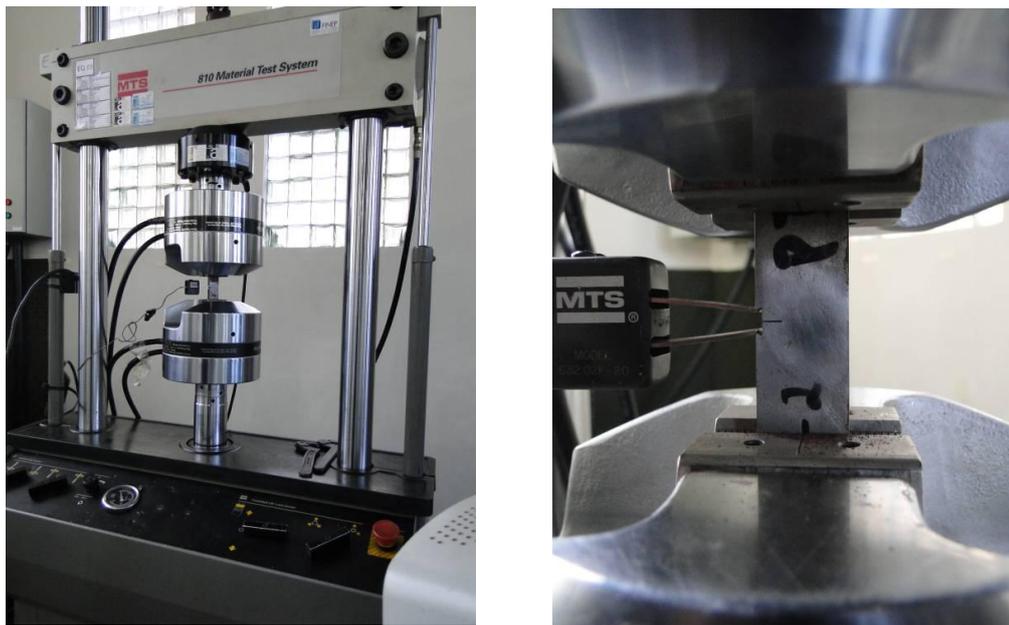


Figura 5.12 – Na direita, vista da máquina de tração com mordentes hidráulicos utilizado no ensaio de integral J com corpo de prova SENT, na esquerda detalhe do clip de medição da abertura da trinca no início do ensaio

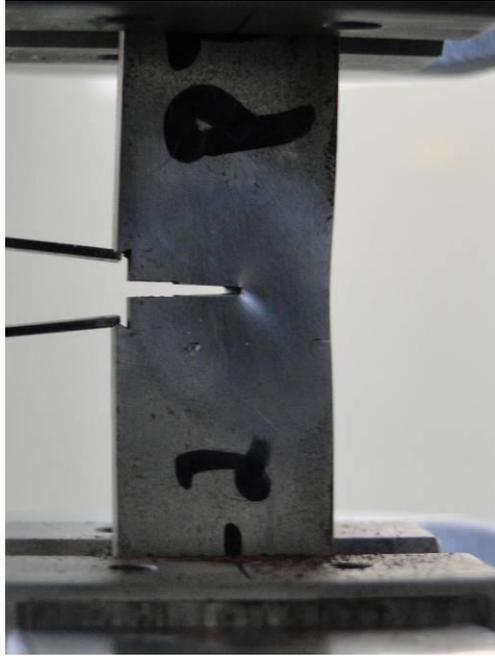


Figura 5.13 – Vista do corpo de prova SENT no final do ensaio visualmente não houve propagação de trinca, nota-se grande deformação plástica da região do ligamento do corpo de prova



Figura 5.14 – Vista da extremidade da fissura de um corpo de prova SENT com 50x e 200x, onde é observado que extremidade da fissura teve o processo de embotamento, porém não tem propagação da trinca

5.2.4 Ensaio de tração

- *Descrição do ensaio*

Os ensaios de tração foram realizados utilizando como referência a norma ASTM A 370, na temperatura de 20 °C. A figura 5.15 mostra as dimensões dos corpos de prova utilizados no ensaio de tração.

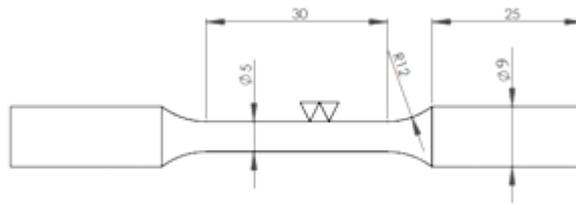


Figura 5.15 – Desenho dos corpos de prova do ensaio de tração

- *Resultados dos ensaios de tração*

Os resultados dos ensaios de tração tiveram valores acima de tensão de escoamento e tensão limite de resistência acima dos valores apresentados na especificação ASTM A 106. Os valores de alongamento seguindo a coerência com o ensaio de Charpy apresentaram um grande alongamento comprovando a grande ductilidade dos materiais em estudo. Nas tabelas 5.6 e 5.7 são apresentados os valores dos ensaios para os corpos de prova ensaiados, onde os valores dados pela especificação ASTM A 106 Gr B são tensão de escoamento mínimo de 240 MPa e tensão limite de resistência de no mínimo 415 Mpa.

Na figura 5.16 e 5.17 são graficadas as curvas tensão x deformação para os corpos de prova que tiveram os menores valores de resistência. As curvas são graficadas de duas formas: uma mostrando os valores seguindo o ensaio convencional e outra mostrando os valores considerando os valores reais até o limite de resistência.

Tabela 5.6 – Resultado dos ensaio de tração nos corpos de prova da solda

Identificação	Tensão de Escoamento (MPa)	Tensão de Resistência a Tração (MPa)	Alongamento
Corpo de Prova 1	337,7	485,3	29,7%
Corpo de Prova 2	332,5	470,9	31,0%
Corpo de Prova 3	318,3	458,0	25,4%
Corpo de Prova 4	313,1	483,1	30,4%
Corpo de Prova 5	321,0	481,8	29,8%
Média	324,5	475,8	29,2%
Desvio Padrão	10,2	11,4	2,2%
Incerteza	12,9	14,4	2,7%
Especificação ASTM A106 Gr B	240	415	22%

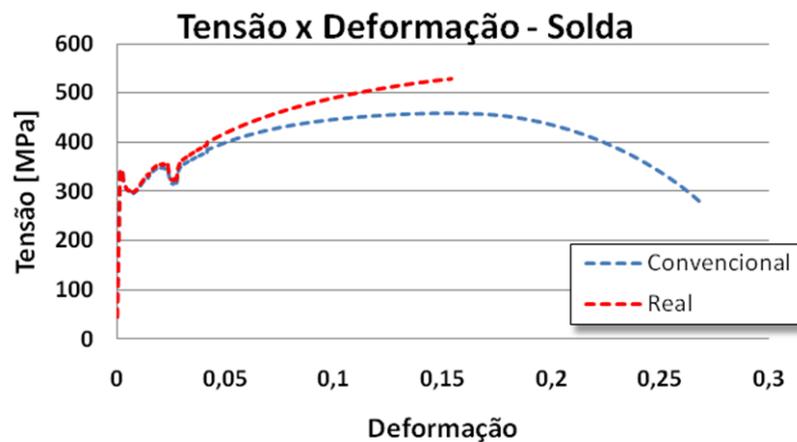


Figura 5.16 – Curva tensão x deformação do metal de solda

Tabela 5.7 – Resultado dos ensaio de tração nos corpos de prova do metal base

Identificação	Tensão de Escoamento (MPa)	Tensão de Resistência a Tração (MPa)	Alongamento
Corpo de Prova 1	334,4	482,1	29,7%
Corpo de Prova 2	335,3	495,7	31,0%
Corpo de Prova 3	326,1	484,7	25,4%
Corpo de Prova 4	336,6	497,9	30,4%
Corpo de Prova 5	343,1	491,7	29,8%
Média	335,1	490,4	29,2%
Desvio Padrão	6,1	6,9	2,2%
Incerteza	7,8	9,0	6,8%
Especificação ASTM A106 Gr B	240	415	22%

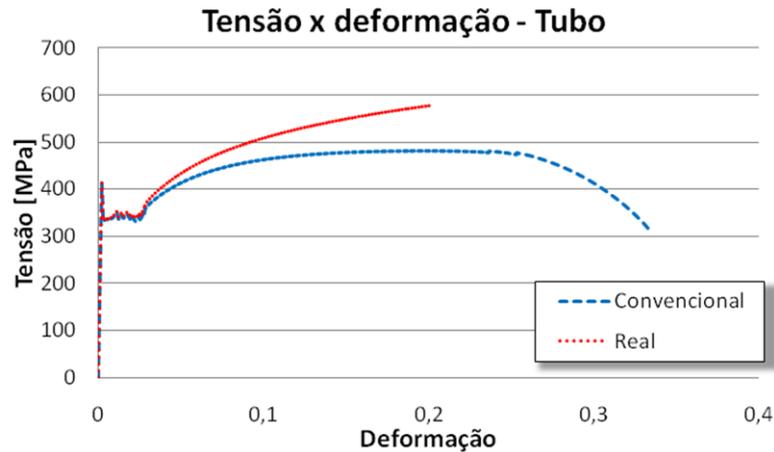


Figura 5.17 – Curva tensão x deformação do metal de base

5.2.5 Determinação de K_{IC} através do ensaio de impacto Charpy-V

A tenacidade a fratura do material foi realizada utilizando a equação (5.1) e (5.2) do guia BS7910, sendo utilizado o valor médio dos resultados dos ensaios de Charpy do metal de base.

A equação 5.13 é aplicável para estimar a tenacidade do material quando existe dados de ensaios de Charpy-V para a temperatura de aplicação. A utilização destes resultados, estão condicionados ao atendimento dos requisitos do item J.2.1 da BS7910, que descreve algumas condições que os resultados são invalidados por não representarem as reais condições dos materiais.

O resultado do ensaio de Charpy V que será utilizado na estimativa será o resultado para a condição do tubo, isto foi adotado para trazer resultado mais conservadores.

$$K_{mat} = \left[\left(12\sqrt{C_v} - 20 \right) \left(25/B \right)^{0,25} \right] + 20 \quad (5.1)$$

Onde

K_{mat} = Tenacidade do material (MPa√m)

C_v = Valor da tenacidade ao impacto do resultado do Charpy-V (J)

B = Espessura do material (mm)

O resultado do cálculo do material foi de 193,7MPa√m, o qual deve ser menor que o resultado da aplicação da equação 5.2. Isto é realizado para evitar uma estimativa não conservadora.

$$K_{mat} = 0,54C_v + 55 \quad (5.2)$$

Como o resultado da equação 5.2 é de 159 MPa√m este foi o considerado. O que mostrou um valor conservativo quando comparado com os valores de tenacidade adquiridos durante o ensaio de integral J mostrado no item 5.2.2 O valor de tenacidade do material para o caso da solda chegou a 177,8 kJ/m² se convertido para o valor de tenacidade K utilizando a equação 2.21 este valor fica em 205,2MPa√(m), ou seja 29% maior que o valor adquirido pela correlação com Charpy.

5.3 Estudos realizados

5.3.1 Teste experimental do protótipo

5.3.1.1 Teste hidrostático

O protótipo construído foi testado experimentalmente através de teste hidrostático até que houvesse a ruptura do bocal. Sendo que a ruptura aqui considerada é a propagação de uma descontinuidade até que a mesma se torne passante e propicie o vazamento do fluido de teste.

Durante o teste hidrostático foram utilizados dois manômetros de 0 a 100 kgf/cm² [0 a 9,8MPa], durante a pressurização de 0 a 100kgf/cm² [0 a 9,8MPa] e um manômetro de 0 a 800 kgf/cm² [0 a 78,4 MPa] durante a pressurização de 9,8 a 14,7 MPa.

A pressurização atendeu a curva representada na figura 5.18. Durante o teste a bomba que iniciou a pressurização apresentou problemas fazendo com que os patamares de 2,94 MPa e 3,43 MPa ficassem mais tempos pressurizados até que os problemas fossem resolvidos. Neste caso a bomba teve que ser substituída.

O teste terminou com a ruptura do vaso de pressão que ocorreu em 14,7 MPa.

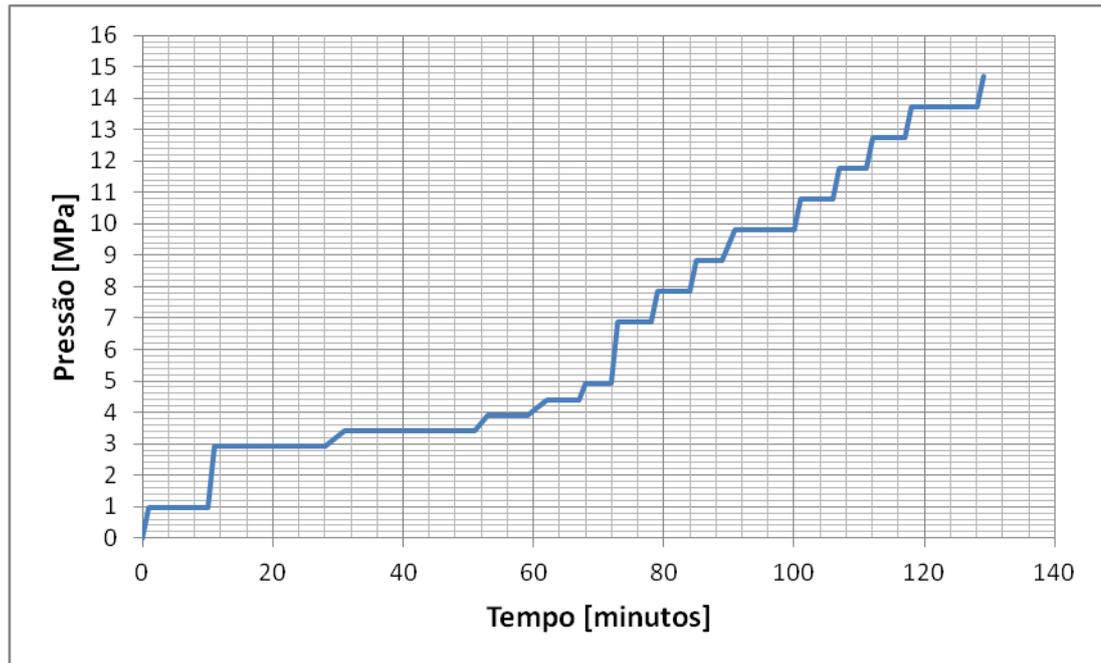


Figura 5.18 – Curva de pressurização utilizada no teste hidrostático

5.3.1.1 Ensaio de emissão acústica

Para execução do ensaio foram utilizados 8 sensores, 4 sensores foram estrategicamente colocados ao redor do bocal e outros 4 sensores colocados juntos aos tampos. Os sensores foram montados com auxílio de prendedores magnéticos, e o acoplante utilizado foi o Down Corning (a base de silicone). Antes do monitoramento o sistema foi verificado para assegurar a continuidade do circuito elétrico e da sensibilidade dos sensores de EA. Esta verificação (usualmente chamada de calibração) é executada através do uso de “quebra de grafite”, com uma lapiseira e grafite 2H 0,5 mm e/ou “center punches” próximos dos sensores, de acordo com o ASME V, artigo 12. O “threshold” utilizado foi de 48 dB. Ainda durante o procedimento de a calibração verificou-se a técnica de localização cilíndrica não representava com confiabilidade as fontes testadas com a quebra de grafites, assim foi testada a técnica de localização planar que se mostrou mais adequada sendo a escolhida para o teste. As figuras 5.19 e 5.20 mostram a localização dos sensores no corpo de prova.

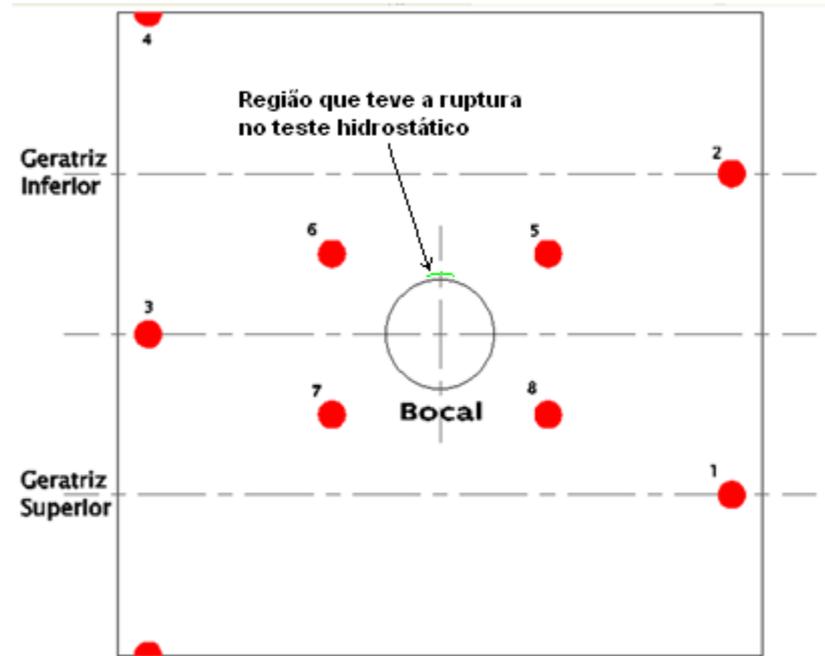


Figura 5.19 – Vista planificada do casco do vaso de pressão com a localização dos sensores de emissão acústica e região que teve a ruptura no teste hidrostático



Figura 5.20 – Vistas mostrando localização dos sensores durante o teste hidrostático

- Resultado do ensaio de emissão acústica

O resultado do ensaio de emissão acústica durante o teste hidrostático captou fontes de emissão de acústica em todos os sensores utilizados. A localização das fontes foi realizada pela técnica de localização planar. Foram localizadas fontes emissoras de sinais não só do bocal o qual era o objeto do estudo, mas também de um dos tampos do vaso de pressão. Para

efeito de avaliação, os dados tanto do bocal quanto do tampo serão comparados a fim de ganhar em qualidade a análise, visto que os sinais tiveram comportamentos diferentes. Assim será viável comparar os sinais de emissão acústica, o tipo de descontinuidade que emitiu os sinais e também a criticidade de ambas quanto a metodologia BS7910 nível 2A e 2B.

Na análise dos dados ficou evidenciado que o parâmetro com maior variação foi a energia, desta forma, este parâmetro será a base para a análise do ensaio e também com as comparações que serão realizadas com o cálculo de criticidade e com a análise elastoplástica.

Nos gráficos de localização planar foi possível verificar que as fontes de emissão acústica eram advindas de um dos tampos e do bocal. Os sensores que identificaram as fontes mais intensas estavam próximas aos sensores 3 (tampo) e 7 (bocal). A região que ocorreu o vazamento que ficava entre os sensores 5 e 6, não tiveram sinais de amplitude significativa quando comparados com os sinais recebidos de regiões próximas aos sensores 3 e 7. A figura 5.22 mostram os gráficos de localização planar.

O sensor 3 foi o sensor com maiores valores de energia acumulada no teste, os sinais representavam o comportamento de um dos tampos. As variações relevantes de energia foram: 1) No patamar de 0,98 MPa, onde a energia dos sinais gerados chegaram a $16,5 \times 10^5$ (50% da energia acumulada no teste); 2) Nos gradientes de pressão no range de 0,98 a 78,4 MPa tiveram sinais que representaram 30% da energia acumulada; 3) No gradiente de pressão de 13,72 a 14,7 MPa os sinais gerados tiveram 15% da energia acumulada. No intervalo de 7,84 a 13,72MPa os sinais gerados tiveram energia acumulada que representaram apenas 5% do teste. O total da energia acumulada dos sinais captados pelo sensor foi de 33×10^5 aJ.

O sensor 7 foi o sensor com os maiores valores de energia acumulada próximo ao bocal. As variações relevantes de energia foram: 1) No gradiente de pressão de 0,98 para 2,94 MPa os sinais gerados representaram 5,9% da energia acumulada; 2) No gradiente de pressão de 3,92 para 4,41 MPa os sinais gerados representaram 18,8% da energia acumulada; 3) No gradiente de pressão de 4,9 para 7,84 MPa os sinais gerados representaram 23,4% da energia acumulada; 4) No gradiente de pressão de 12,74 para 13,72 MPa os sinais gerados representaram 7,8% da energia acumulada; 5) No gradiente de pressão de 13,72 para 14,7 MPa os sinais gerados representaram 31,2% da energia acumulada. No intervalo de 7,84 a 12,74 MPa os sinais gerados tiveram energia acumulada que representaram apenas 5,4% do teste. O total de energia acumulada foi de $6,4 \times 10^5$ aJ.

Na comparação dos dados do ensaio de emissão acústica destaca-se que os sinais advindos do tampo tiveram amplitudes de uma ordem superior aos sinais vindos do bocal, neste fato se concluiu que com os dados analisados não foi possível chegar a uma correlação quantitativa entre os sinais de emissão acústica e a criticidade das descontinuidades do bocal e do tampo. Para complementar este estudo foi realizado o cálculo de criticidade do tampo, o mesmo está no apêndice A. Para o tampo foi realizada análise de criticidade até a pressão de 10MPa, sendo que até esta pressão avaliada o tampo estava aprovado. Já no cálculo de criticidade do bocal o mesmo estava reprovado com pressão igual ou superior a 2,13 MPa, quando os valores de energia acumulado nos sensor 3 (tampo) tem valores significativamente mais altos que os valores do sensor 7 (bocal).

Para esta comparação foi realizado o cálculo de criticidade do tampo, o mesmo está no apêndice A.

Outro fato importante dos dados analisados foi o comportamento dos sinais. Observa-se que não houveram sinais significativos no range de pressão de 7,84MPa e 12,74 MPa para a descontinuidade do bocal. Utilizando a análise elastoplástica também como um parâmetro de comparação verifica-se que neste range de pressões existe a plastificação do ligamento e também a plastificação incremental da região na periferia do bocal. Na fundamentação teórica na figura 2.25 se ilustra o comportamento dos sinais emissão acústica, tem seu pico no limite de escoamento do material, o que explica de certa forma o que acontece neste range onde o ligamento já teve sua plastificação.

Quanto a localização das fontes de emissão acústica, os sinais advindo dos sensores 5 e 6 que seriam os sinais da região que ocorreu a ruptura, foram menores que os outros dois sensores que estavam instalados ao redor do bocal (sensores 7 e 8). A figura 5.19 mostra a localização dos sensores em relação a região que teve a ruptura. O fato descrito anteriormente pode estar ligado de certa forma com as limitações precisas das fontes emissoras de sinais, mas também podem identificar que a região que ocorreu a ruptura possuía menor volume, que plastificou antecipadamente e após plastificação deixou de ser uma fonte relevante de emissão acústica.

No apêndice B são apresentados os resultados por canais com os seguintes gráficos: energia x tempo, contagem x tempo, rise time x tempo, amplitude x tempo, contagem x amplitude, amplitude x tempo.

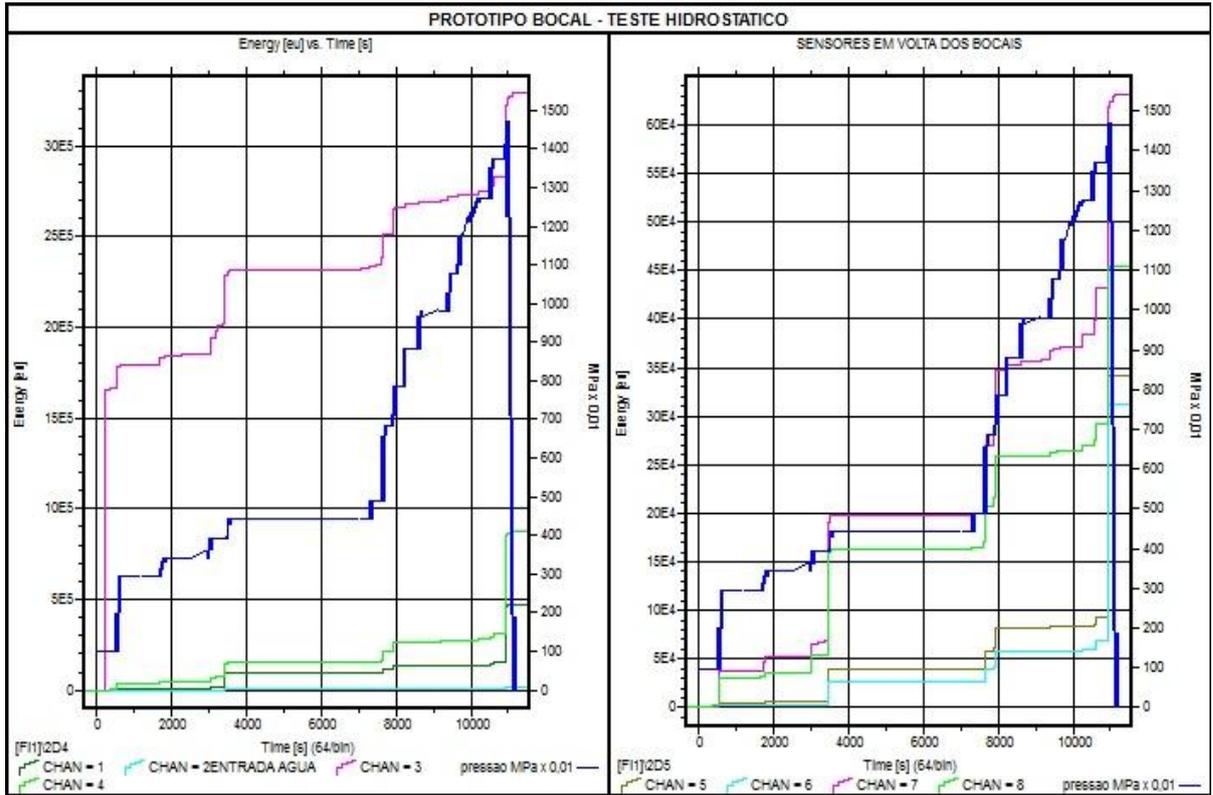


Figura 5.21 – Energia Acumulada por Canal x Pressão Aplicada

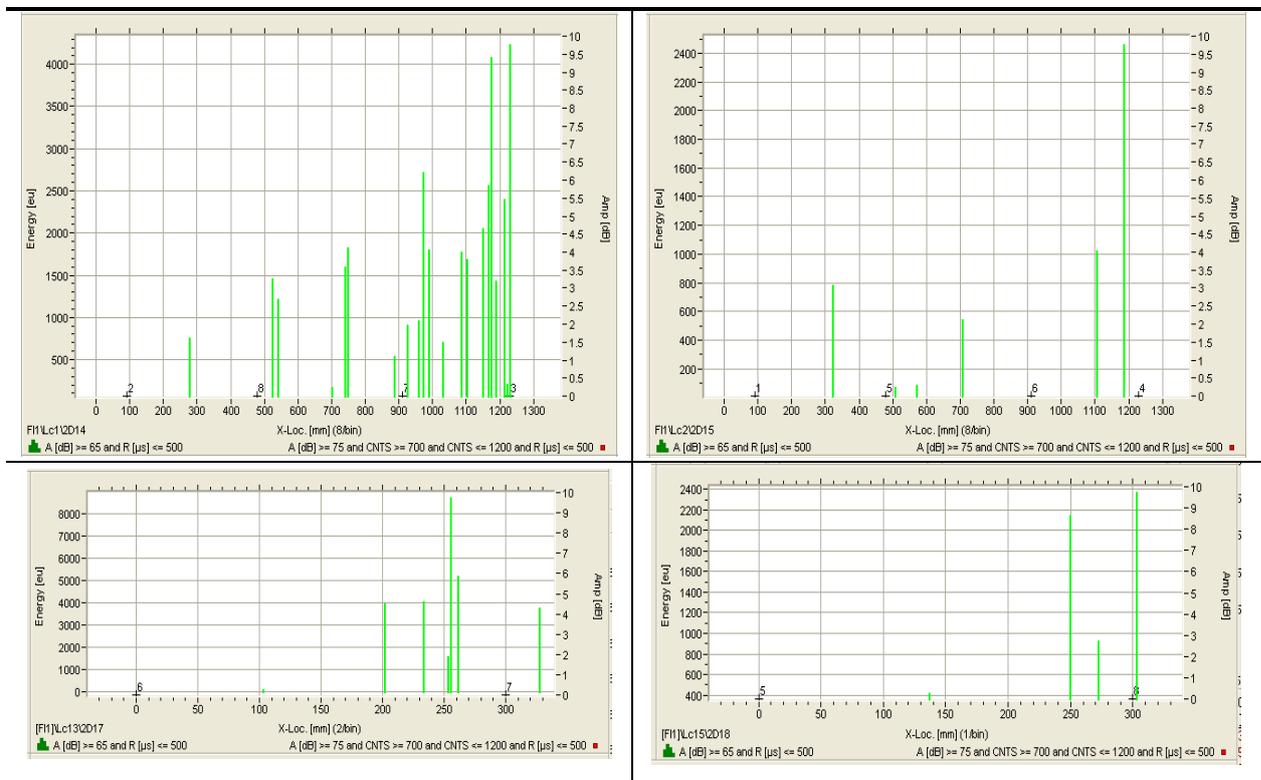


Figura 5.22 – Localização planar das fontes de emissão acústica durante o teste hidrostático

5.3.2 Análise de criticidade conforme BS7910 nível 2A e 2B

5.3.2.1 Determinação das tensões na região da ligação casco e bocal

Dada a geometria do bocal, foi utilizada a simetria da configuração representando $\frac{1}{4}$ da geometria utilizando as condições de contorno pertinentes a este modelo. Abaixo segue figura 5.23 representando o modelo 3D e as condições de contorno utilizadas. O resultados do modelo utilizado foram comparados com expressões analíticas na região cilíndrica tanto do casco quanto do bocal bem como comparado com o valor de concentração de tensão com a bibliografia utilizada.

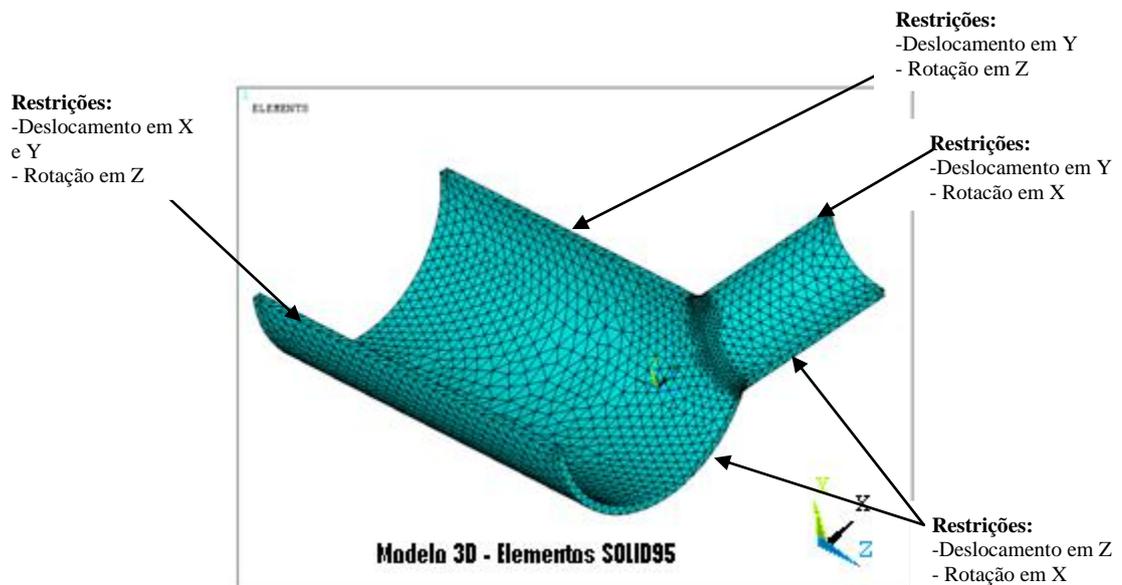


Figura 5.23 – Modelo 3D e condições de contorno

A carga e condições de contorno aplicadas equivalem a submeter o conjunto a uma pressão hidrostática interna. Foi considerado um quarto da estrutura real para a confecção do modelo aproveitando as condições de simetria do mesmo. Na figura 5.24 se apresenta o carregamento aplicado.

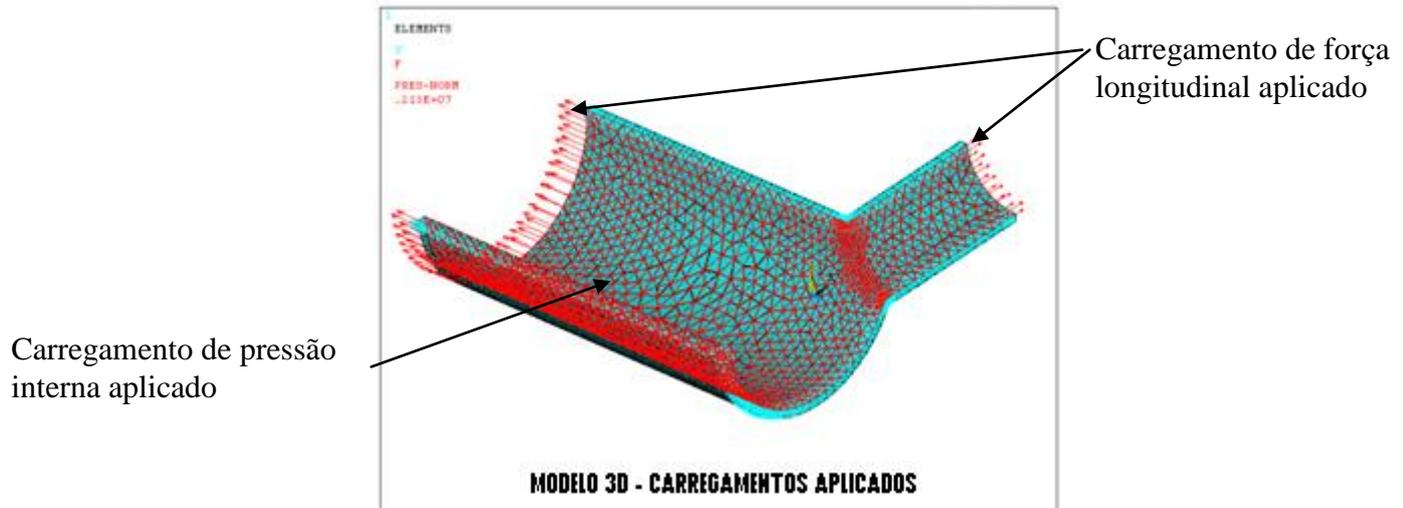


Figura 5.24 – Modelo sólido 3D e carregamentos de pressão aplicados a superfície interna e força nas extremidades do casco e do bocal, correspondente a atuação da pressão interna na direção longitudinal de cada um dos cilindros

Como carregamento ao modelo de elementos finitos foi aplicado pressão interna e a força longitudinal no casco e no bocal relativa a pressão interna. A malha foi refinada até que o resultado não tivesse diferença significativa entre o último e o penúltimo resultado.

Para verificar a consistência do modelo, foram obtidas as tensões longitudinais e circunferenciais do cilindro maior e as mesmas ficaram com valores próximos aos valores obtidos pelas expressões analíticas. O resultado do pico de tensão circunferencial no bocal ficou coerente com os valores apresentados com a bibliografia pesquisada [Qadir e Redekop, 2009], onde para esta geometria o fator de concentração de tensão se aproxima de 4,5. Os resultados destas verificações podem ser encontrados no apêndice D.

- Resultado do cálculo das tensões

A partir da caracterização da descontinuidade foram adquiridas as tensões de flexão e membrana nas duas regiões de interesse conforme descrito no item 5.5. As tensões de membrana e flexão no sentido radial ao bocal foram adquiridas nas regiões 1 e 2, sendo que os resultados estão na tabela 5.8. A seguir estão os resultados gráficos do modelo de elementos finitos para a condição de pressão interna aplicada de 5,55 MPa. Primeiramente é

mostrado a tensão equivalente de von Misses e após as tensões no sentido radial para as regiões 1 e 2.

Tabela 5.8 – Valores das tensões primárias de membrana e flexão para as regiões 1 e 2

Pressão Aplicada [MPa]	Região 1 (Descontinuidade na orientação circunferencial)		Região 2 (Descontinuidade na orientação longitudinal)	
	Tensão de Membrana [MPa]	Tensão de Flexão [MPa]	Tensão de Membrana [MPa]	Tensão de Flexão [MPa]
2,13	16,52	20,61	2,85	20,93
4,27	33,12	41,31	5,7	41,98
5,55	43,05	53,69	7,43	54,56

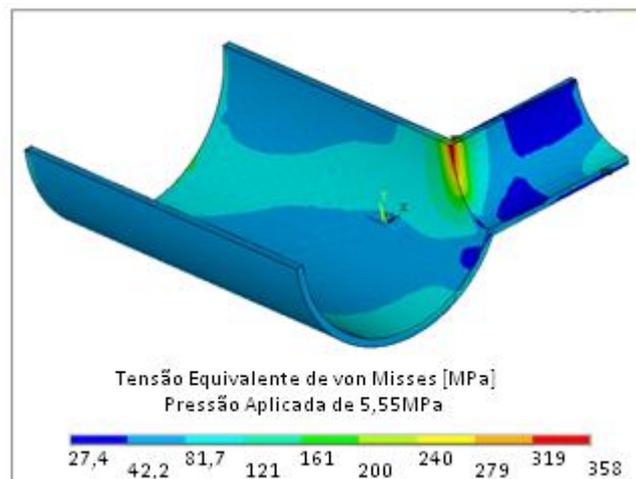


Figura 5.25– Tensão equivalente de von Misses

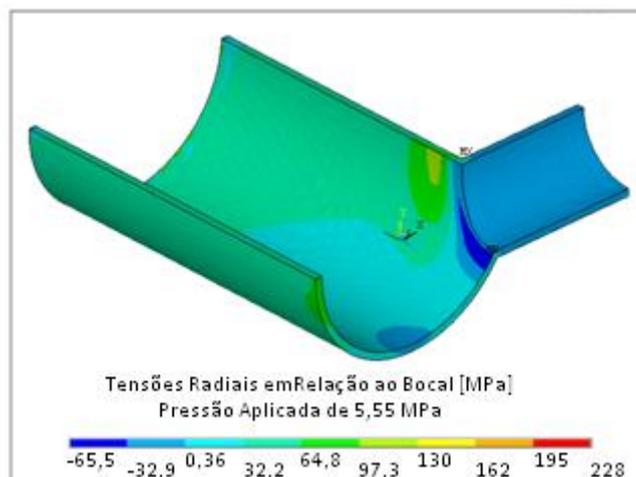


Figura 5.26 – Tensões no sentido radial com referência ao bocal

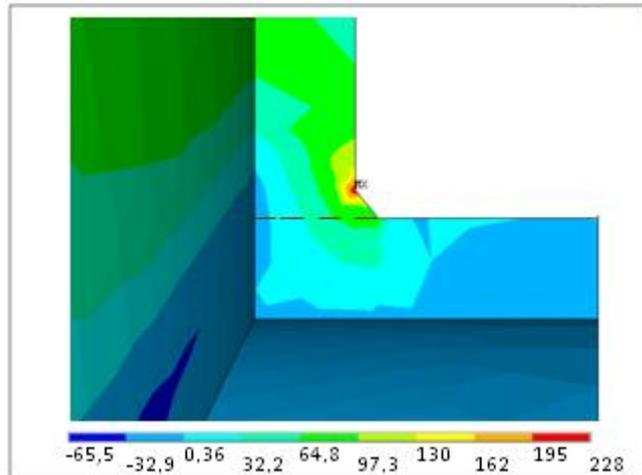


Figura 5.27 – Vista do “caminho” criado a partir do qual será realizada a linearização de tensões na região onde a descontinuidade está localizada na pressão aplicada de 5,55MPa (Região 1)

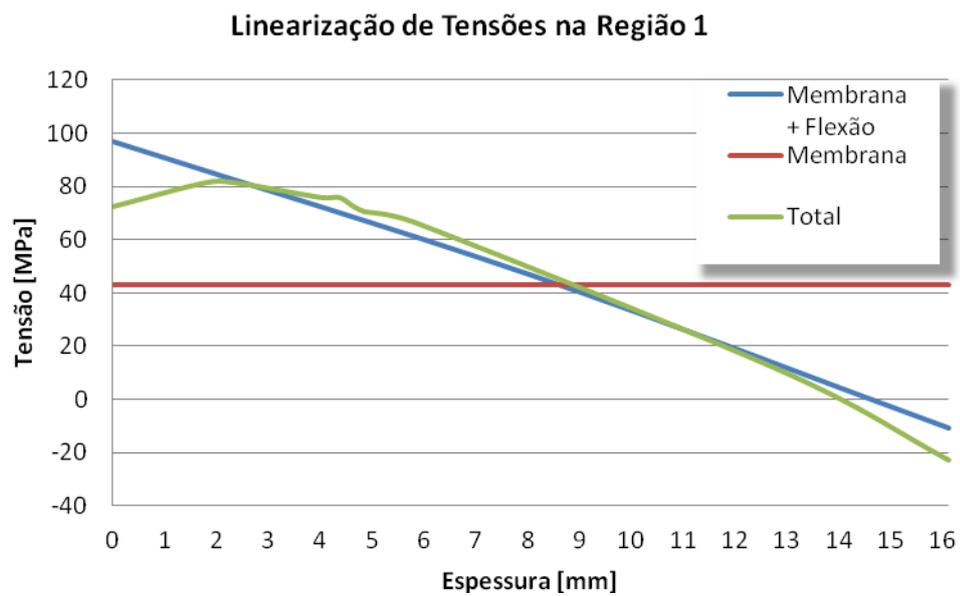


Figura 5.28 – Linearização de tensões realizada na seção onde a descontinuidade está localizada na pressão aplicada de 5,55MPa (Região 1)

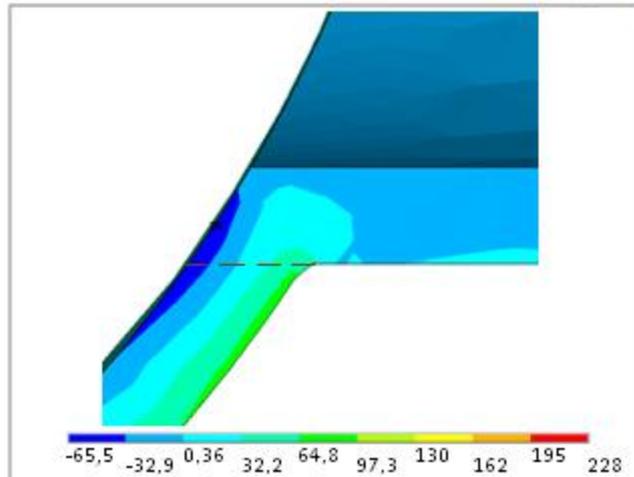


Figura 5.29 – Vista do “caminho” criado a partir do qual será realizada a linearização de tensões na região onde a descontinuidade está localizada na pressão aplicada de 5,55MPa (Região 2)

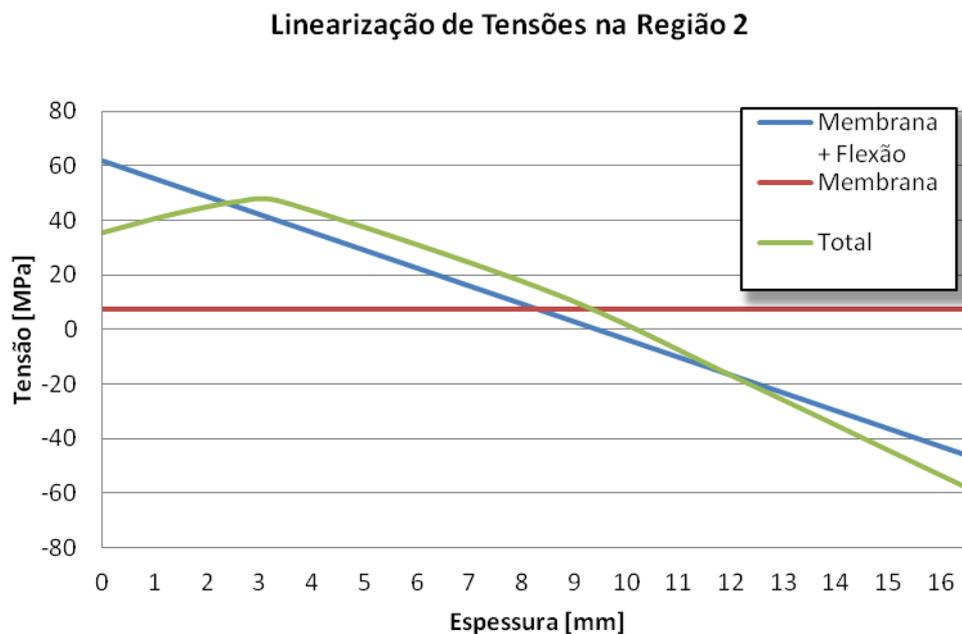


Figura 5.30 – Linearização de tensões realizada na seção onde a descontinuidade está localizada na pressão aplicada de 5,55MPa (Região 2)

5.3.2.2 Caracterização da descontinuidade a ser analisada

A descontinuidade mostrada no item 5.2 é uma descontinuidade do tipo falta de penetração que está em todo o perímetro da interseção entre o bocal e o casco do vaso de pressão. Para a caracterização da descontinuidade a mesma foi caracterizada com duas

orientações uma longitudinal onde a mesma tem uma altura de 11,7mm e um comprimento igual ao diâmetro externo do bocal e outra com a orientação circunferencial com comprimento igual à corda resultante da interseção entre o bocal e o casco do vaso.

Após caracterização da descontinuidade foram delimitadas duas regiões de interesse para obtenção das tensões que estão na direção radial com referencia ao bocal, ou seja, tensões aplicadas no modo de deformação I na descontinuidade presente no bocal. As regiões de interesse são mostradas na figura 5.31. Na região 1 foram adquiridas as tensões atuantes na descontinuidade caracterizada com orientação circunferencial e na região 2 foram adquiridas as tensões atuantes na descontinuidade caracterizada com orientação longitudinal.

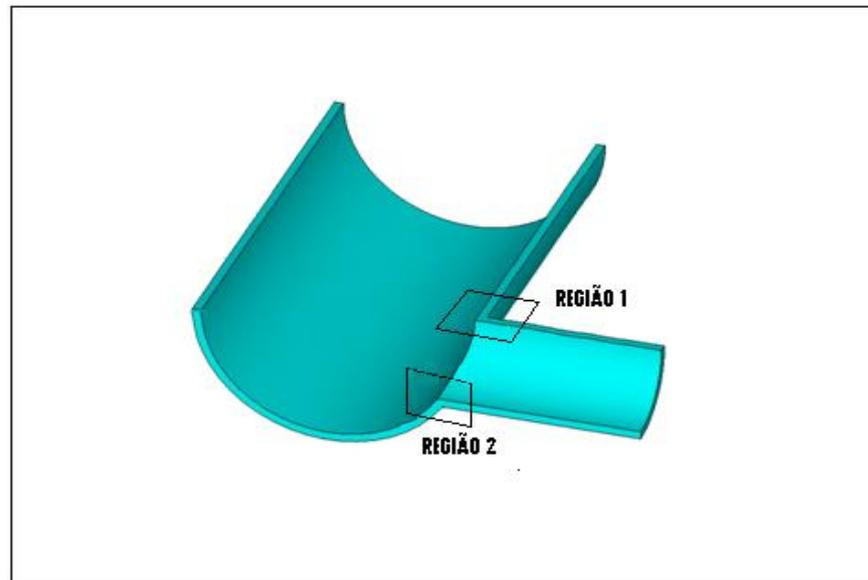


Figura 5.31 – Regiões onde foram adquiridas as tensões de membrana e flexão, tensões na direção radial com referência ao bocal

5.3.2.3 Cálculo de criticidade da descontinuidade

Para o cálculo da criticidade foram calculado os fatores de intensidade de tensão aplicados e a tensão de referência para as duas descontinuidades caracterizadas.

- Cálculo do fator de intensidade de tensão aplicado

Para o cálculo do fator de intensidade de tensão aplicado foram utilizadas as equações do apêndice M do guia BS 7910. As equações utilizadas seguem abaixo.

$$K_{Ibs} = (Y\sigma)\sqrt{ra} \quad (5.3)$$

$$Y\sigma = (Y\sigma)_p + (Y\sigma)_s \quad (5.4)$$

$$(Y\sigma)_p = Mf_w [k_{tm} M_{tm} M_m P_m + k_{tb} M_{tb} M_{mb} \{P_b + (k_m - 1)P_m\}] \quad (5.5)$$

$$(Y\sigma)_s = M_m Q_m + M_b Q_b \quad (5.6)$$

Onde,

K_{Ibs} = Fator de intensidade de tensão aplicado conforme BS 7910

$Y\sigma$ = Fator de forma

$(Y\sigma)_p$ = Fator de forma para tensões primárias

$(Y\sigma)_s$ = Fator de forma para tensões secundárias

f_w = fator de correção para comprimento finito

M = fator de correção para a curvatura (“bulging fator”)

M_m = Fator geométrico para tensões de membrana

$\sigma_{m\acute{a}x}$ = tensão atuante máxima no sentido de abertura da trinca

k_{tm} = concentrador de tensões devido às tensões de membrana

k_{tb} = concentrador de tensões devido as tensões de flexão

k_m = fator intensificador de tensões devido ao desalinhamento

P_m = parcela da tensão primária de membrana

P_b = parcela da tensão primária de flexão

Q = tensão secundária de membrana

Q = tensão secundária de flexão

As descontinuidades caracterizadas possuem as seguintes dimensões:

Orientação circunferencial

Altura da descontinuidade, $a = 8,7\text{mm}$

Comprimento da descontinuidade, $2c = 372,4\text{mm}$

Orientação longitudinal

Altura da descontinuidade, $a = 11,2\text{mm}$

Comprimento da descontinuidade, $2c = 219\text{mm}$

Os fatores M_m e M_b foram adquiridos das equações do guia BS7910:2005, M3.2.2.1 e M3.2.2.2, o guia também dá a opção da obtenção gráfica destes valores como é mostrado nas figuras 5.32 e 5.33.

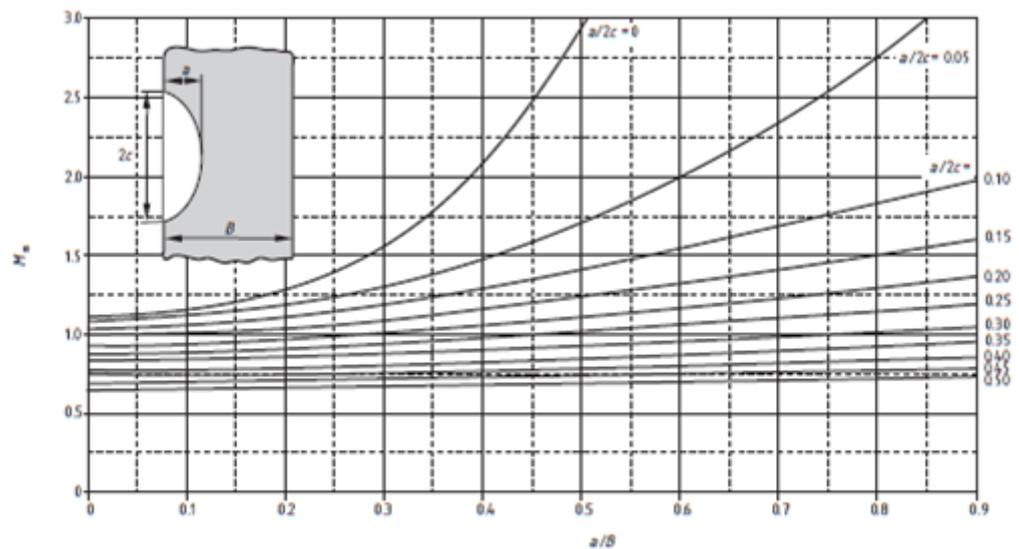


Figura 5.32 – Fator geométrico M_m figura M. 4 do guia BS7910:2005

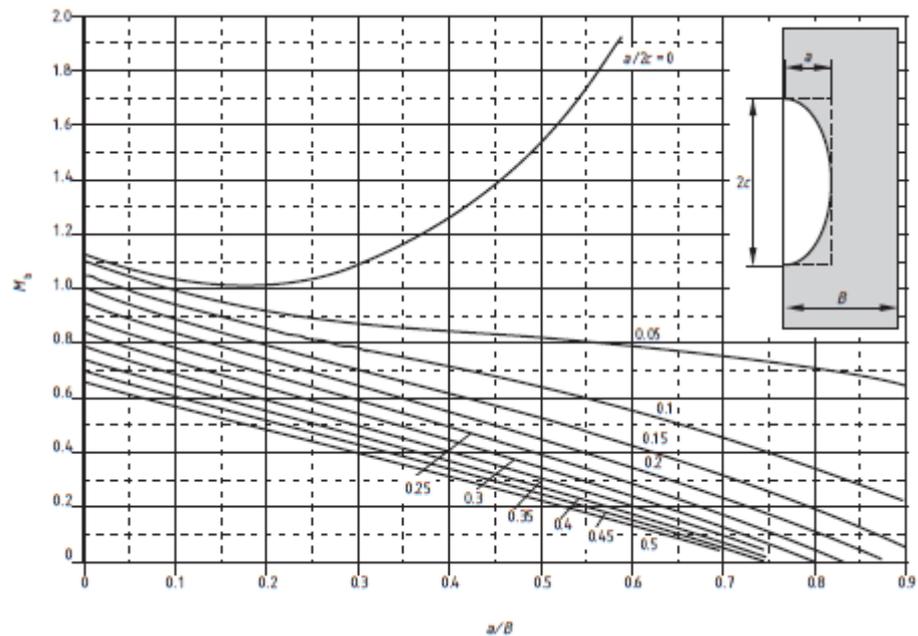


Figura 5.33 – Fator geométrico M_b figura M. 5 do guia BS7910:2005

- Resultado do fator de intensidade de tensão aplicado

Utilizando as equações 5.1 a 5.4 foi possível calcular o fator de intensidade de tensão aplicado para as pressões de 2,13, 4,27 e 5,55 MPa para as duas regiões de interesse. Os resultados estão na tabela a 5.9.

Tabela 5.9 – Cálculo do fator de intensidade de tensão aplicado

<i>Pressão (MPa)</i>	<i>K [MPav(m)] - Região 1</i>	<i>K [MPav(m)] - Região 2</i>
2,13	48,23	40,8
4,27	61,56	44,9
5,55	69,54	47,4

- Cálculo da tensão de referência aplicada

Para o cálculo da tensão de referência foi utilizado o anexo P do guia BS7910. Para a região 1 foram utilizadas as equações do item P.4.3.2 [equações 5.7 a 5.11] (trincas superficiais internas orientadas circunferencialmente) e para a região 2 foram utilizadas as

equações do item P.4.3.1 [equações 5.12 a 5.14] (Trincas superficiais internas orientadas axialmente)

$$\sigma_{ref} = 1,2M_s P_m + \frac{2P_b}{3(1-\alpha'')^2} \quad (5.7)$$

$$M_s = \frac{1 - \left\{ \frac{a}{(BM_T)} \right\}}{1 - \left\{ \frac{a}{B} \right\}} \quad (5.8)$$

$$\alpha'' = \left(\frac{a}{B} \right) \left(1 + \frac{B}{c} \right) \quad \text{para } W \geq 2(c+B) \quad (5.9)$$

$$\alpha'' = \left(\frac{a}{B} \right) \left(\frac{c}{\pi r_i} \right) \quad \text{para } W < 2(c+B) \quad (5.10)$$

$$M_T = \sqrt{1 + 1,6 \left(\frac{c^2}{r_i B} \right)} \quad (5.11)$$

Onde,

P_m = Tensão de Membrana

P_b = Tensão de flexão

M_s = Fator Intensificador de tensão

M_T = Fator Intensificador de tensão

r_i = Raio interno

W = Largura

σ_{ref} = Tensão de referência

$$\sigma_{ref} = \frac{P_m \left\{ \pi \left(1 - \frac{a}{B} \right) + 2 \left(\frac{a}{B} \right) \sin \left(\frac{c}{r} \right) \right\}}{\left(1 - \frac{a}{B} \right) \left\{ \pi - \left(\frac{c}{r} \right) \left(\frac{a}{B} \right) \right\}} + \frac{2P_b}{3(1-\alpha'')^2} \quad (5.12)$$

$$\alpha'' = \frac{\frac{a}{B}}{\left\{ 1 + \left(\frac{B}{c} \right) \right\}} \quad \text{para } \pi r \geq c+B \quad (5.13)$$

$$\alpha'' = \left(\frac{a}{B} \right) \left(\frac{c}{\pi r} \right) \quad \text{para } \pi r < c+B \quad (5.14)$$

- Resultado do cálculo da tensão de referência

A tensão de referência que é calculado para a razão de colapso plástico Lr foi calculada seguindo as equações 5.5 a 5.12. Os valores calculados estão na tabela 5.10.

Tabela 5.10 – Tensão de referência calculada

<i>Pressão (MPa)</i>	σ_{ref} [MPa] - Região 1	σ_{ref} [MPa] - Região 2
2,13	152,8	325,9
4,27	306,4	653,65
5,55	398,2	849,6

Avaliando os dados de tensão de referência na comparação com o limite de LR_{MAX} o qual é 388,3 MPa nota-se que os valores na região 2 para as pressões de 4,27 e 5,55MPa já são reprovados com uma larga margem de diferença.

- Diagrama FAD

Através do cálculo do fator de intensidade de tensão aplicado K e da tensão de referências para as duas regiões consideradas foi possível calcular os fatores Kr e Lr para as duas regiões consideradas. Os valores de Kr e Lr calculados para as duas regiões é apresentado na tabela a seguir e os diagramas “FAD” são apresentados nas figuras 5.34 e 5.35.

Para a metodologia utilizada verifica-se que o modo de falha dominante é o colapso plástico e não a fratura, onde a região 2 (orientação longitudinal da descontinuidade) é a mais crítica. A pressão máxima que se poderia chegar para uma condição segura seria 2,13 MPa.

Tabela 5.11 – KR e LR calculados para as regiões 1 e 2

Pressão [MPa]	Região 1		Região 2	
	Kr	Lr	Kr	Lr
2,13	0,41	0,48	0,28	1,02
4,27	0,42	0,96	0,28	2,05
5,55	0,54	1,25	0,30	2,67

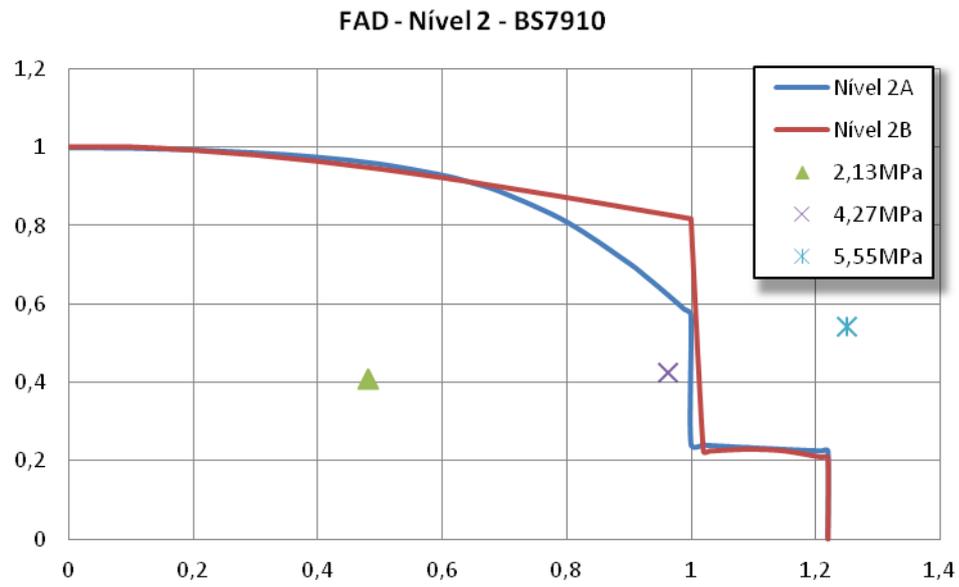


Figura 5.34 – Diagrama FAD para a região 1

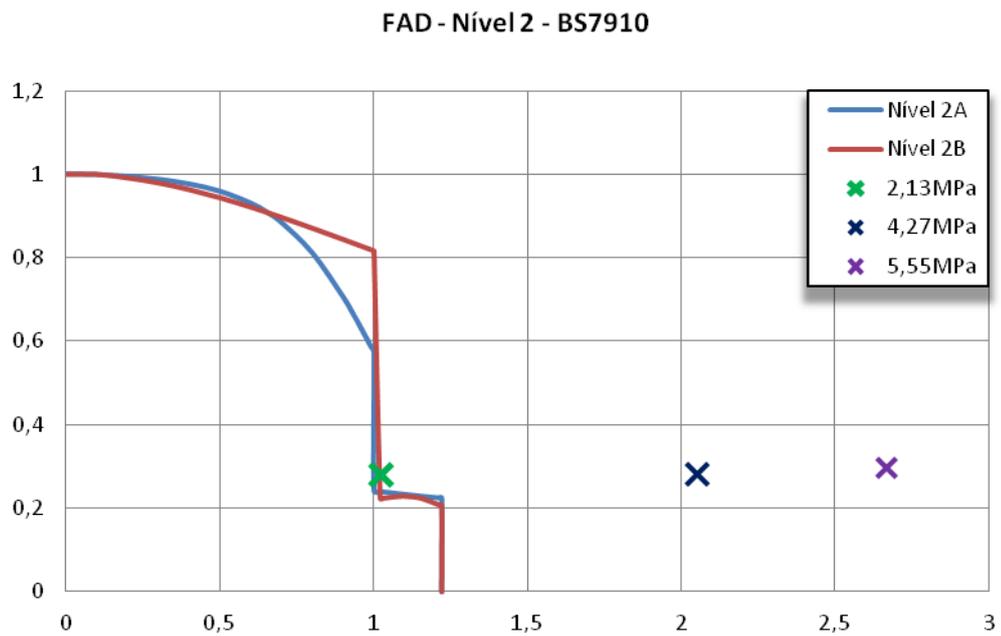


Figura 5.35 – Diagrama FAD para a região 2

5.4 Análise elastoplástica

A metodologia aplicada utilizando o guia BS 7910 trouxe um conservadorismo que foi confirmado com o resultado do teste hidrostático, por um lado já era esperado um grau de conservadorismo, pois a metodologia é baseada no modelo de Dugdale e o material é tratado como um material que obedece a um comportamento elástico perfeitamente plástico, ou seja, o endurecimento durante a plastificação não é levado em conta. Outra causa é caracterização da descontinuidade onde a maior altura é considerada sendo ela entendida para todo o comprimento da descontinuidade. Cabe, então, comparar o resultado com uma análise elastoplástica utilizando um comportamento que leve em consideração o endurecimento que o material oferece durante a plastificação, assim como uma geometria que se aproxime mais da geometria de interesse.

O resultado da análise elastoplástica realizada mostrou assertivamente a região que houve a ruptura no teste hidrostático, porém o resultado teve uma pequena diferença. Enquanto o teste hidrostático teve a ruptura em 14,7 MPa a análise elastoplástica mostrou que a ruptura se daria em 15,6 MPa, ou seja um valor 5,8 % maior que o teste hidrostático experimental, o que é um muito bom quando comparado com valores que foram pesquisados na bibliografia. As figuras 5.38 a 5.42 mostram os valores de tensão junto a região de ligamento entre o bocal e o casco do vaso de pressão no valor de pressão aplicado de 16,6 MPa, que foi a pressão de colapso na análise elastoplástica. Na tabela 5.13 são apresentados os valores de tensão x deformação utilizados na análise elastoplástica.

O resultado reafirmou que o método de elementos finitos pode ser aplicado a casos onde o objeto de estudo é o colapso plástico localizado tendo um valor com um grau de aproximação muito bom. Outro resultado interessante da análise elastoplástica mostrou que não houve plastificação relevante até a pressão de 5,55 MPa, a qual era a pressão de teste hidrostático conforme ASME e também a pressão que se desejava saber se com a análise de criticidade era possível chegar com segurança.

Tabela 5.12 – Dados de Tensão e Deformação utilizados na análise elastoplástica

<i>Tensão</i> (MPa)	318,3	350,1	366,05	381,9	400,3	420,3	450,2	480,5	500,3	528,5
<i>Deformação</i> (mm/mm)	0,001328	0,0027878	0,030277	0,035715	0,04069	0,04959	0,0652	0,08669	0,10538	0,14307

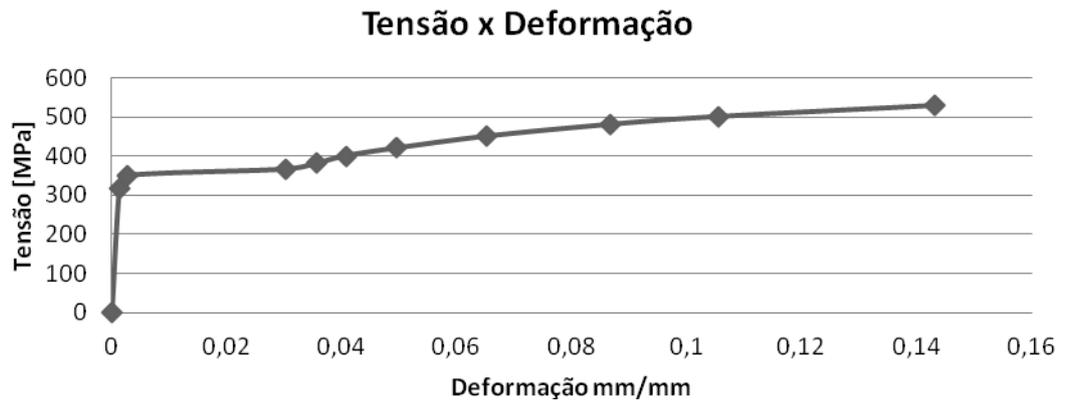


Figura 5.36 – Vista da curva tensão x deformação utilizada no modelo de endurecimento multilinear cinemático

- Dados da análise não linear

- Número de elementos: 78664 (sendo 68679 elementos na região refinada de ligação casco e bocal);

- Carregamento aplicado: Pressão de 16,5 MPa

Força longitudinal no casco: 9405262,83 N

Força longitudinal no bocal: 4089,58 N

- Número de substep selecionado: 1200

- Tolerância para convergência: força: 0,005

- Máxima deformação plástica equivalente por substep: 0,005

- Método de retorno esférico: máximo multiplicador do raio de retorno: 25; Mínimo multiplicador do raio de retorno: 1/1000

- Hardware Utilizado: Processador Intel Core 2Duo T8300 com 2,4GHz

Memória Virtual: 3 GHz

- Tempo de processamento: 25 horas

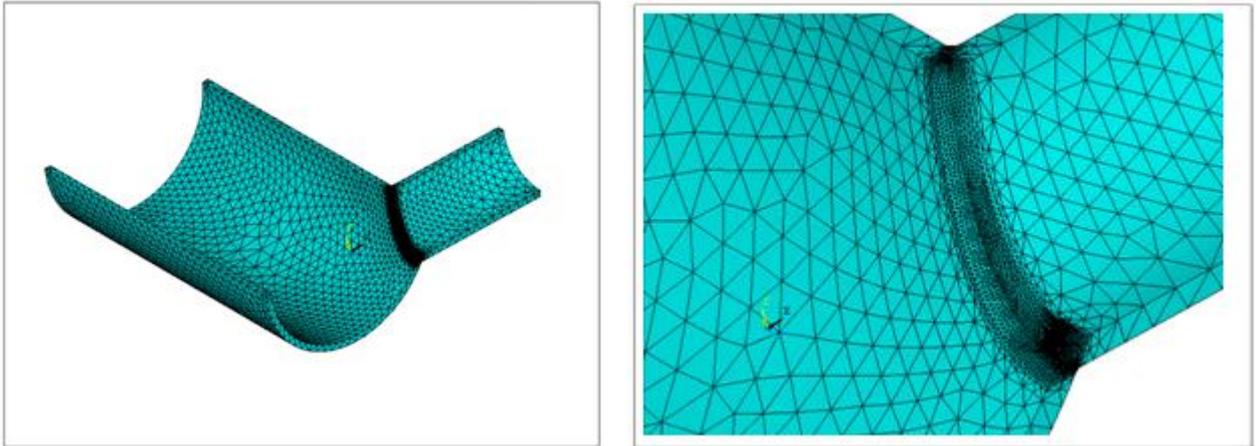


Figura 5.37 – Modelo 3D utilizado na análise elastoplástica

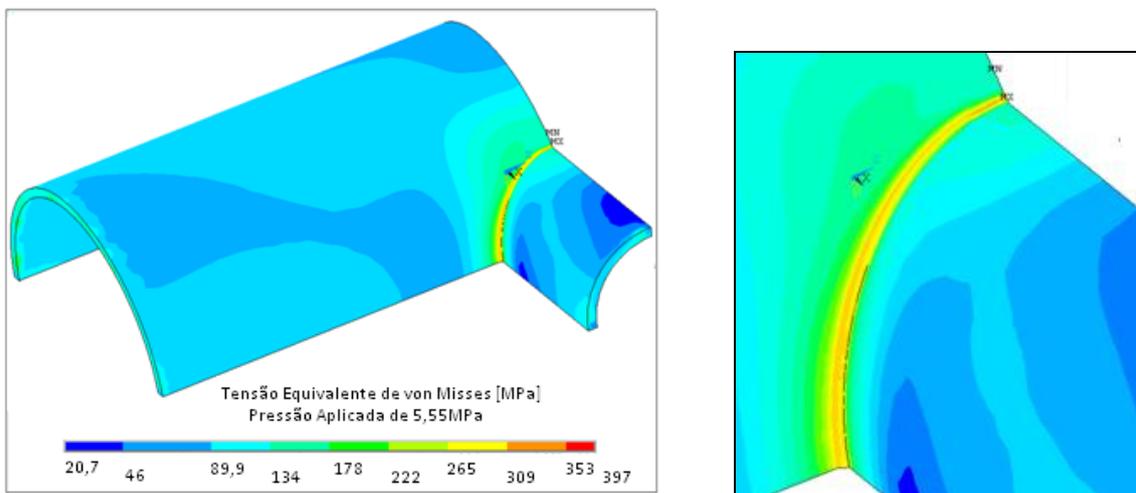


Figura 5.38 – Resultado das tensões equivalentes de von Mises na superfície externa com uma pressão aplicada de 5,55 MPa

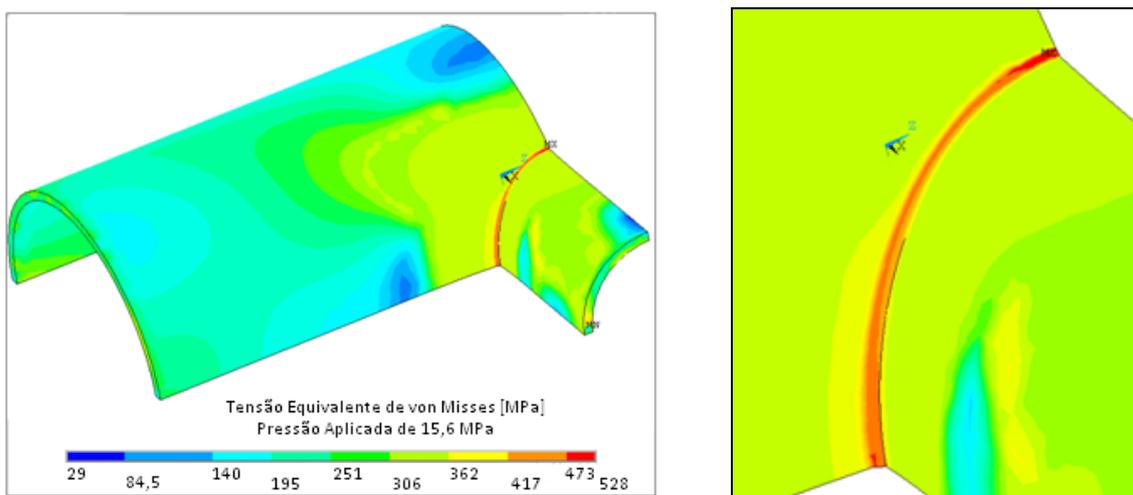


Figura 5.39 – Resultado das tensões equivalentes de von Mises na superfície externa com uma pressão aplicada de 15,6 MPa

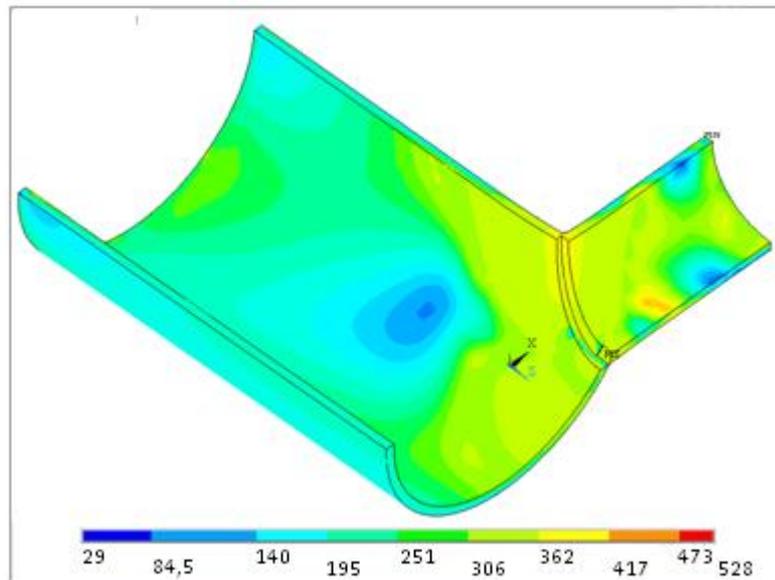


Figura 5.40 – Resultado das tensões equivalentes de von Mises na superfície interna na pressão de 15,6 MPa

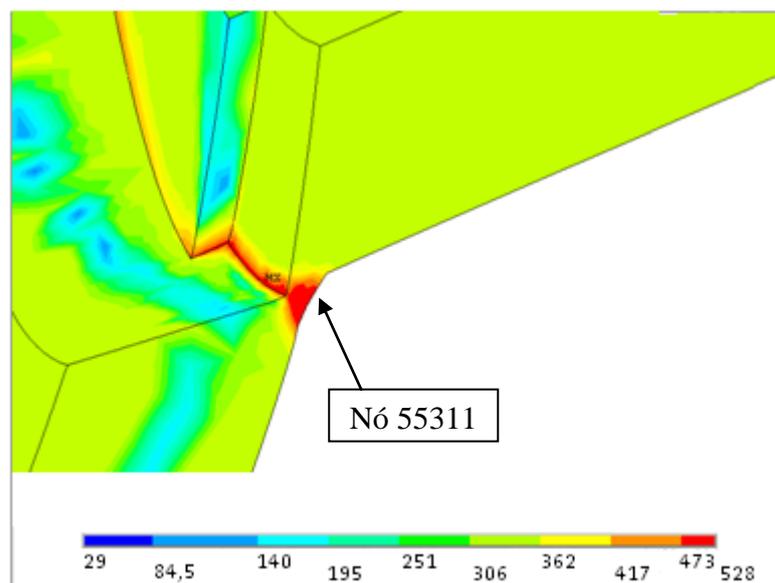


Figura 5.41 – Resultado das tensões equivalentes de von Mises na superfície interna na pressão de 15,6 MPa

Adquirindo os valores de tensão e deformação no nó que atingiu a carga de ruptura, nó 55311, que pode ser visto em detalhe na figura 5.41, graficou-se as curvas pressão x tensão e pressão x deformação, onde fica claro que até a pressão de 5 MPa a região onde ocorreu a ruptura no teste hidrostático, está no regime elástico, em uma pressão acima de 5 MPa inicia a plastificação da região (ver figura 5.43).

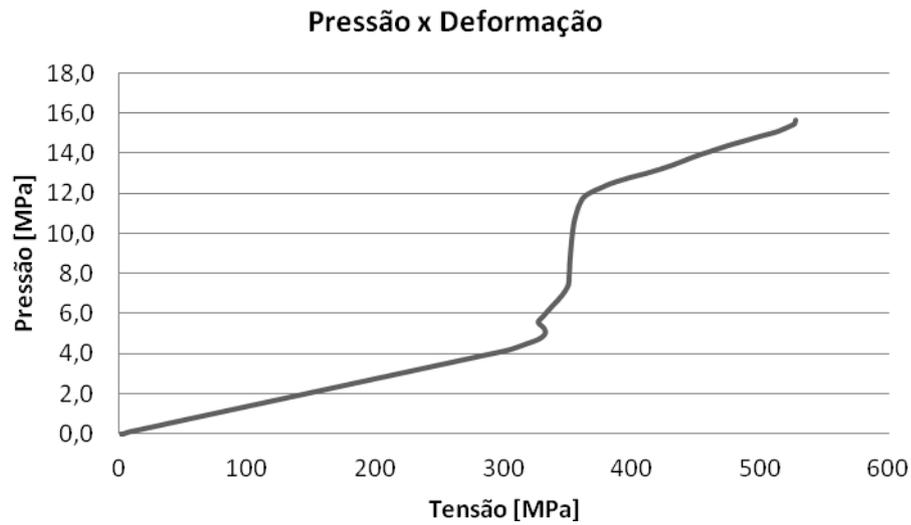


Figura 5.42 – Curva pressão x tensão na região 2 (nó 55311)

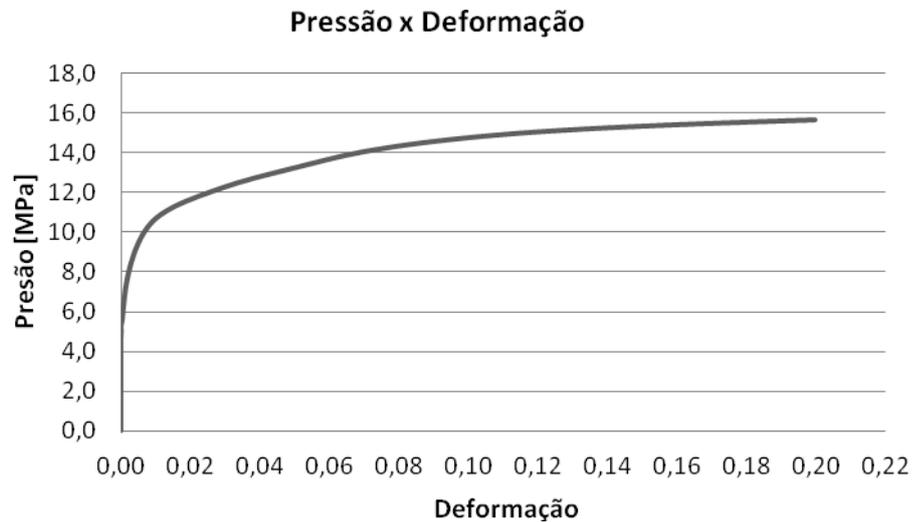


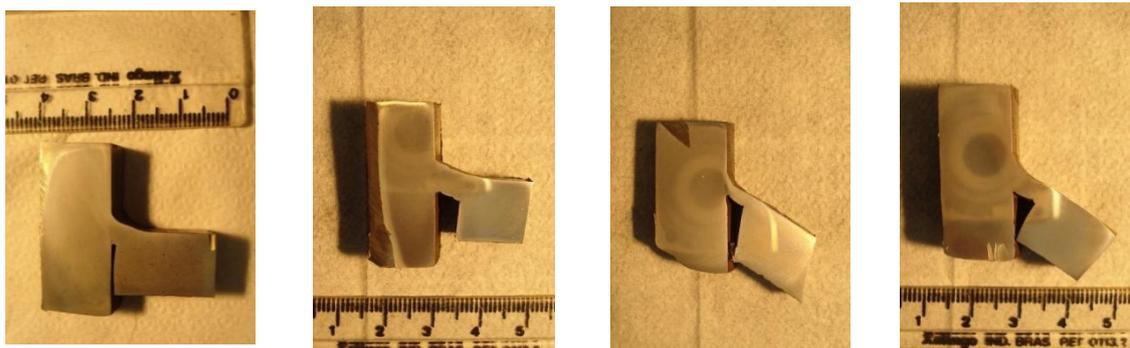
Figura 5.43 – Curva pressão x deformação na região 2 (nó 55311)

5.5 Resultado da análise visual e metalográfica

A ligação bocal casco foi cortada em vários segmentos para confirmação das dimensões do ligamento e também para a verificação de possíveis descontinuidades que vieram a propagar além da área já conhecida que teve a ruptura no teste hidrostático. Com isto foi possível confirmar que o bocal em boa parte estava com o ligamento na ordem de 4 mm, porém uma pequena extensão ficou com o ligamento reduzido na ordem de 2 mm. Nas figuras 5.44 e 5.45 são mostrados algumas amostras que foram analisadas e as regiões de onde elas foram removidas.



Figura 5.44 – Localização de amostras retiradas que foram analisadas com auxílio de microscópio óptico



R1.1

R1.2

R2.1

R2.2

Figura 5.45 – Amostras removidas para análise no microscópio ótico

Na análise visual das quatro amostras removidas é evidenciado o fato que a geometria em estudo tem grandes variações onde a amostra R1.1 é a região onde a descontinuidade mais

se aproxima de uma descontinuidade do tipo trinca onde é observado um embotamento da extremidade e uma pequena propagação, ver figura 5.46. Nas amostras R1.2 e R.2.2 a geometria se aproxima mais de uma abrupta redução de espessura do que uma descontinuidade do tipo trinca, nestas amostras não foram observadas fissuras e também deformações plásticas que pudessem ser observadas a até amplificação de 1000X. Na amostra R2.1 região que ocorreu a ruptura a amostra vista na figura 5.47 é adjacente a região que teve a ruptura inclusive nela existe uma fissura nucleada com altura de aproximadamente 300 μm . Ainda nesta região foi analisada a ruptura visualmente e através de fractografia com o auxílio de microscópio eletrônico com aumento de 1000X é possível observar deformação plástica e tanto na metalografia quanto na fractografia onde são observados "dimples" que são inerentes ao tipo de ruptura dútil, ver figuras 5.48 e 5.49. Na fractografia tem um fator que dificulta um pouco a observação da superfície de fratura que foi o óxido gerado, onde houve o vazamento d água e a amostra foi retirada após duas semanas após ter ocorrido o teste hidrostático.

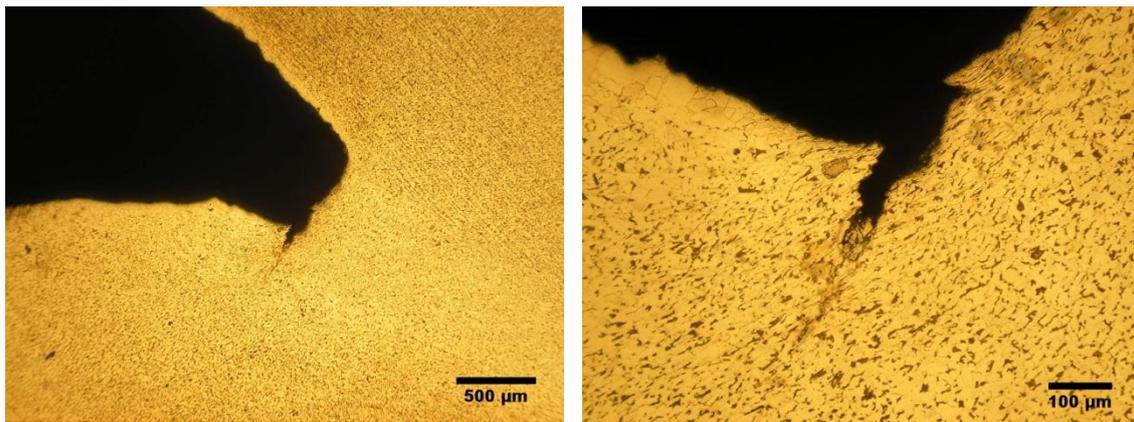


Figura 5.46 – Amostra da região R1.1 observa-se que houve embotamento e pequena propagação onde a descontinuidade propagou até encontrar outra descontinuidade arredondada; Esquerda ampliação 50X e direita ampliação de 200x; Ataque Nital 2%

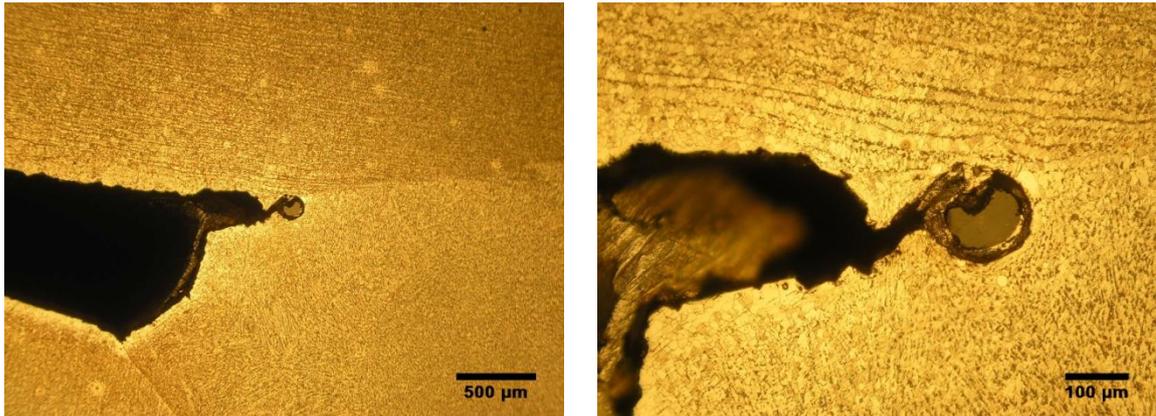


Figura 5.47 - Amostra da região R2.1 observa-se que houve grande deformação plástica na superfície da qual a trinca é nucleada, embotamento e propagação onde a descontinuidade propagou aproximadamente 300 µm; Esquerda ampliação 50X e direita ampliação de 200x; Ataque Nital 2%



Figura 5.48 – Região R2.1 que teve a trinca passante gerada na ruptura. Na esquerda é visualizada a trinca no protótipo. Na direita é visualizada um pedaço da amostra removida para análise

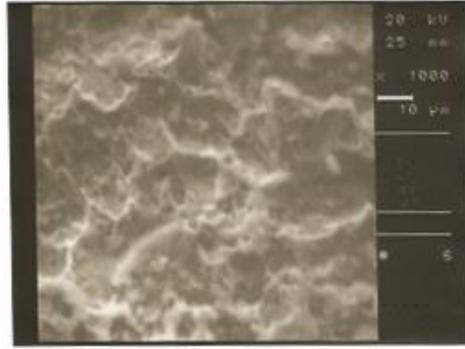


Figura 5.49 – Superfície da fratura visualizada com aumento de 1000X, observa-se fratura característica dútil com formação de dimples.

6. CONCLUSÕES

Neste trabalho através da construção de uma ligação casco e bocal de um protótipo que foi testado experimentalmente com a realização teste hidrostático monitorado através do ensaio de emissão acústica possibilitou realizar a comparação dos resultados experimentais com outras metodologias de análise resultando nas seguintes conclusões:

- O cálculo da ligação casco e bocal seguindo o código de projeto e fabricação ASME Seção VIII, Divisão, mostrou-se conservador para o caso estudado uma vez que uma grande descontinuidade que seria inadmissível pela aplicação dos critérios do código na avaliação elastoplástica mostrou que a ligação casco e bocal poderia atingir a pressão de teste hidrostático de 5,55MPa com reduzidas plastificação na ligação casco e bocal.

- A metodologia de adequação ao uso aplicada conforme BS 7910 níveis 2A e 2B mostrou-se conservadora para a geometria da ligação casco bocal estudada. A pressão limite pela aplicação da metodologia foi de 2,13 MPa, ou seja, 7 vezes menor que a ruptura ocorrida no teste experimental, o que é coerente com a base teórica da metodologia onde a análise elastoplástica considera o limite final de resistência do material e a metodologia conforme BS 7910 limita a utilização no LR máximo ao resultado da expressão $(\sigma_u + \sigma_e) / (2\sigma_e)$, que no caso em estudo ficou em 1,22.

- O modo de falha dominante conforme a aplicação da metodologia de adequação ao uso conforme a BS7910 foi o colapso plástico que foi coerente com o teste experimental. A geometria da descontinuidade em boa parte de sua extensão se caracterizou com abrupta redução de espessura e não como descontinuidade do tipo trinca com extremidade aguda, o que auxiliaram ao modo de falha de colapso plástico;

- A caracterização do parâmetro de integral J e a curva de resistência R não foi possível através do ensaio realizado o que evidenciou a dificuldade da obtenção deste parametro fractométrico para materiais de baixa espessura e alta ductilidade, que são materiais típicos de aplicações em vasos de pressão e tubulações;

- A correlação do ensaio de Charpy V com K_{mat} utilizada provou ser aplicável para o caso estudado. Os valores de tenacidade a fratura obtidos pela correlação e os valores obtidos no ensaio de integral J quando comparados mostraram que o valor de K_{mat} através da correlação é conservador atendendo ao esperado para aplicações ajuste ao serviço.

- O ensaio de emissão acústica se indicou a descontinuidade desde valores de pressão bem baixos mostrando ser um técnica bem sensível a captar descontinuidades em vasos de pressão e tubulações;

- Não foi possível correlacionar a criticidade das descontinuidades analisadas com os sinais de emissão acústica, onde as descontinuidades do bocal tiveram níveis de sinais uma ordem de grandeza inferior a sinais captados de um dos tampos, onde a criticidade da descontinuidade era menor. Tomando como base este experimento é possível afirmar que na realização de ensaio de emissão acústica um cuidado especial deve ser tomado quando o modo de falha for o colapso plástico localizado semelhante ao caso estudado.

- Não foi possível prever o momento da ruptura com a utilização da emissão acústica, o que ficou claro que uma vez ocorrendo a plastificação os sinais são de baixa intensidade o que deve ser utilizado como um limite para utilização, quando utilizado o mesmo nível de análise deste estudo de caso.

- A análise elastoplástica mostrou-se aplicável para o estudo realizado visto que o material tinha alta ductilidade fazendo com que o modo de fratura predominante fosse o colapso plástico. A diferença da análise elastoplástica realizada foi de 5,8% maior que o teste experimental comparando a condição de ruptura, o que foi uma diferença muito pequena quando comparado com valores encontrados dentro da bibliografia pesquisada.

7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Utilizar os dados contidos nesta dissertação aprimorando a análise com a utilização de softwares de elementos finitos com a modelagem em 3D para a geometria utilizada e assim reduzir o conservadorismo adicionado pelas simplificações adotadas.

- Realizar experimento semelhante em uma geometria que tenha maior restrição plástica e que propicie propagação estável da descontinuidade antes da ruptura e executar o ensaio de emissão acústica para verificar o comportamento do ensaio frente a este modo de falha.

- Comparar respostas de estruturas onde o modo de falha é colapso plástico com estrutura onde o modo de fratura através do ensaio de emissão acústica;

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT, NBR 15181 - Ensaio não destrutivo - Emissão Acústica - Terminologia, Associação Brasileira de Normas Técnicas - ABNT, São Paulo, Brasil, 2004.

Acoustic Emission Testing Handbook, American Society for Nondestructive Testing, Volume 6, Third Edition.

Anastasopoulos A. A; Kourousis, D.A.; Cole, P. T; **Acoustic Emission Inspection of Spherical Metallic Pressure Vessel**, 2nd International Conference on Technical Inspection and NDT (TINDT2008), Tehran, 2008.

Anderson T. L. **Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications**, CRC Press, USA, 1995.

Anderson, T. L; Osage D.A. **API 579: a comprehensive fitness for service guide**, International Journal of Pressure Vessels and Piping, v. 77, p.953-963, 2000.

ANSYS, Inc; **Theory Manual**, Release 11, 2007

ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII, Division 1, Edition 2007.

ASTM International, E1820-08a, Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness, 2008.

ASTM International, A370. Standard Test Methods and Definition for Mechanical Testing of Steel Products, 2009.

Branco, C.M.; Fernandes, A.A.; Castro, P.M.S.T. **Fadiga de Estruturas Soldadas**, Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa, 1999.

British Standard, Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures, BS 7910, Inglaterra, 2005

Burdekin, F.M. **Engineering Design against Fracture at Stress Concentrators**, Material Science and Technology, Vol. 1, p. 487-493, 1985.

Cao Y. G; Sun X.Y; Tanaka K. **Study on the Relationship Between J-Integral and COD**, Acta Metallurgica Sinica (English Letters), v. 20, p. 417-424, 2007.

Chattopadhyay, S. **Pressure Vessels: Design and Practice**, CRC Press, USA, 2005.

Det Norske Veritas, Recommended Practice DNV-RP-F108, Fracture Control for Pipeline Installation Methods Introducing Cyclic Plastic Strain, 2006.

Ewalds, H.L.; Wanhill, R,J,H; **Fracture Mechanics**, Edward Arnold: Delftse, U.M, 1989.

Gdoutos, E.E. **Fracture Mechanics : An Introduction**, Kluwer, Netherlands, 1993.

Jacques,R.C; Soares, S.D.; Strohaecker, T.R; **Emissão acústica em segmento de dutos rígidos de 20 polegadas**, 11ª Conferência sobre Tecnologia de Equipamentos, Pernambuco, 2011

Kanninen, M.F.; Popelar, C.H. **Advanced Fracture Mechanics**, Oxford University Press, New York 1985

Liu, A; **Mechanics and Mechanisms o Fracture: an Introduction**, ASM International, USA, 2005

Lin Y.C; Xie Y.J; Wang X.h; Luo H. **Risk Analysis of In-Service Piping Containing Defects**, International Journal Of Pressure Vessels and Piping, v. 81, p.13-20, 2004.

Liu, P,F; Zheng J,Y; Li, M; Miao, C,J; Wu, L,L; **Calculations of Plastic Collapse Load of Pressure Vessel Using FEA**, Journal of Zhejiang University Science A, p. 900-906, 2008

Liu, Y,H; Zhang, B,S; Xue, M,D; Liu, Y,Q, **Limit Pressure and Design Criterion of Cylindrical Pressure Vessels with Nozzles**, International Journal of Pressure Vessels and Piping, v. 81, p.619-624, 2004.

Low Jr, J.R; **Rapid and Inexpensive Test for Determining Fracture Toughness**, National Academy of Sciences, Washington, 1976

Mehta, S.H; Ranganath, S. **Applications of Elastic-Plastic Fracture Mechanics in Section XI, ASME Code Evaluations**, v. 3, Second Edition, ASME, USA, 2006.

Miura, N; Sakai, S. **Effect of Combined Loading Due to Bending and Intern Pressure on Pipe Flaw Evaluation Criteria**, Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering, v. 2 N°5, p.685-694, 2008.

NDT Resource Center, <http://www.ndt-org/EducationResources/CommunityCollege/Other%20Methods/AE>, 2011.

Qadir M; Redekop D. **SCF Analysis of a Pressurized Vessel-Nozzle Intersection With Wall Thinning Damage**, International Journal of Pressure Vessels and Piping, v. 86, p.541-549, 2009.

Rojas, P.A.M; Duarte F, L.A; Creus, G.J; **Análise Não-Linear Geométrica e Material de Treliças Espaciais - Programa ATENAS**, Caderno de Engenharia, UFRGS, Brasil, 2001

Staat, M. **Plastic Collapse Analysis of Longitudinally Flawed Pipes and Vessels**, Nuclear Engineering and Design, v. 234, p.25-43, 2004.

Soares S.D; Rebello J.M.A; **Proceedings of IPC 2006: PETROBRAS Criteria for Acoustic Emission and Fracture Mechanics Relationship**, International Pipeline Conference, Calgary, Canada, 1997

TWI , <http://www.twi.co.uk/content/spmjcjune07.html>, acessado em junho de 2011

Wiesner C.S; Maddox S.J; Xu W; Webster G.A; Burdekin F.M; Andrews R.M; Harrison J.D. **Engineering Critical Analyses to BS7910 – The UK Guide on Methods for Assessing the Acceptability in Metallic Structures**, International Journal of Pressure Vessel and Piping, v. 77, p.883-893, 2000.

Xue L; Widera G.E.O; Sang Z. **Burst Pressure Prediction of Cylindrical Shell Intersection**, Transaction, SMIRT 19, Paper # 01/05, 2007.

Zarrabi K; Zahng H; Nhim K; **Plastic Collapse Pressure of Cylindrical Vessels Containing Longitudinal Surface Cracks**, Nuclear Engineering and Design, v. 168, p. 313-317, 1997.

APÊNDICE A – Cálculo de Criticidade Para a Descontinuidade do Tampo

Neste apêndice será mostrado a análise de criticidade da descontinuidade do tampo utilizando a BS7910. Descontinuidade que foi encontrada durante o ensaio de emissão acústica e que possui valores de energia acumulada consideravelmente maiores que o sinais vindos da ligação casco e bocal que era o objeto de estudo desta dissertação.

A.1 Caracterização da descontinuidade

Tipo: Planar Embebida – Falta de fusão interpasses

Ligamento “p” = 3mm

Altura “a” = 1,5 mm

Comprimento “2c” = 140mm

A.2 Detalhe da descontinuidade

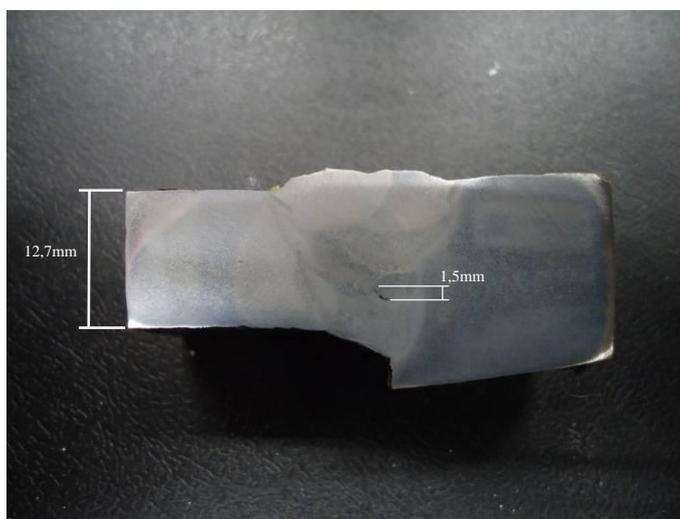


Figura A.1 Detalhe da solda do tampo com descontinuidade do tipo falta de fusão interpasses



Figura A.2 Detalhe da descontinuidade

A.3 Propriedades Mecânicas

Tensão de escoamento, $\sigma_e = 318,3\text{MPa}$

Tensão limite de resistência, $\sigma_u = 458,2\text{MPa}$

Tensão secundária, $Q = 318,3\text{MPa}$

Tenacidade a fratura do material, $K_{MAT} = 159\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ - Correlação de Charpy item xx

A.4 Tensões locais na região da descontinuidade

Modelo Axissimétrico com a utilização de elementos 2D de 4 nós (PLANE82)

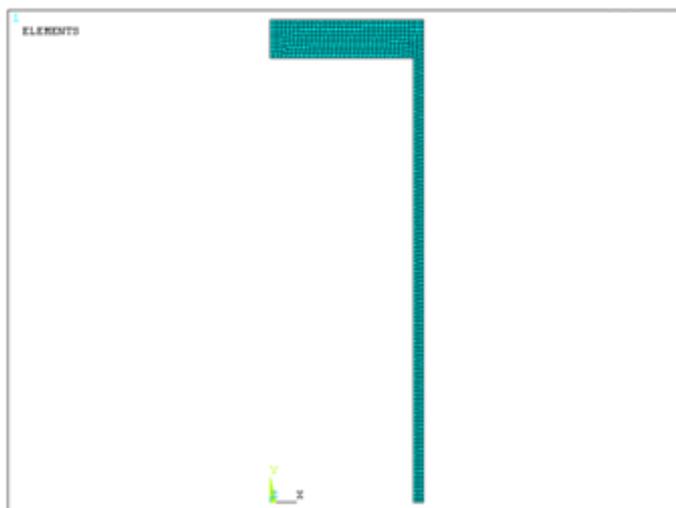


Figura A.3 Modelo axissimétrico do tampo

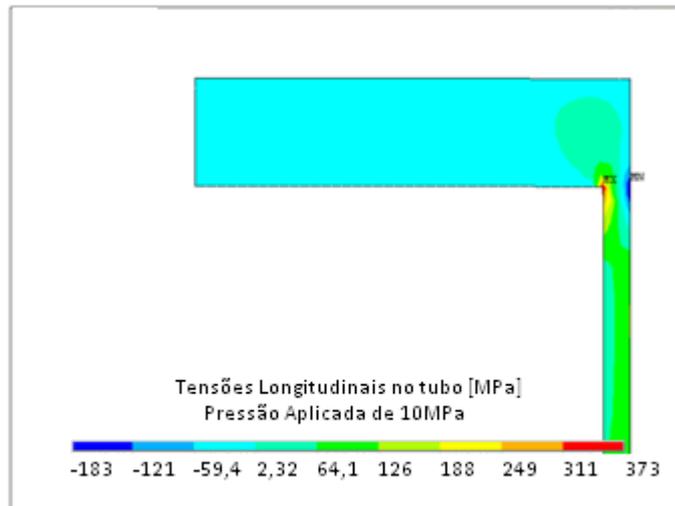


Figura A4 Tensões circunferenciais na ligação entre o casco e o topo

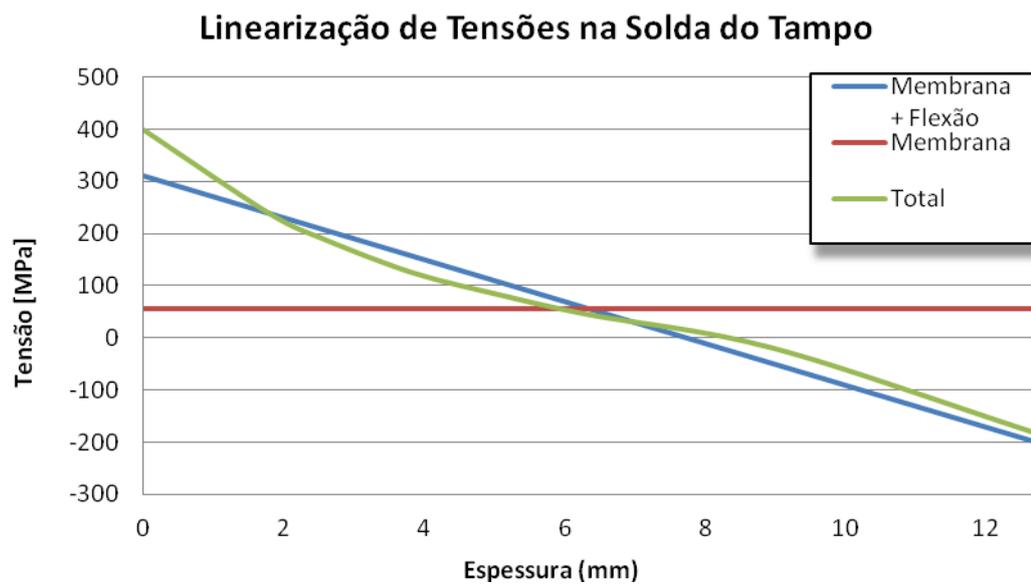


Figura A5 Tensões circunferenciais linearizadas na região de interesse para pressão aplicada de 10 MPa

Tabela A.1 Tensões locais na região de interesse

Pressão Aplicada [MPa]	Tensão de Membrana “Pm” [MPa]	Tensão de Flexão “Pb” [MPa]
2,13	12,1	54,3
4,27	24,2	108,8
5,55	31,4	141,4
10	56,6	254,7

A.5 Determinação da tensão de referência

O cálculo da tensão de referência foi realizado utilizando as equações do item P. 3.4 que segue abaixo:

$$\sigma_{\text{ref}} = \frac{P_b + 3P_m \alpha'' + \left[(P_b + 3P_m \alpha'')^2 + 9P_m^2 \left\{ (1 - \alpha'')^2 + 4 \left(\frac{P \alpha''}{B} \right) \right\} \right]^{0.5}}{3 \left\{ (1 - \alpha'')^2 + 4 \left(\frac{P \alpha''}{B} \right) \right\}}$$

where

$$\alpha'' = (2a/B) / \{1 + (B/c)\} \quad \text{for } W \geq 2(c + B);$$

$$\alpha'' = (4a/B)(c/W) \quad \text{for } W < 2(c + B).$$

A.6 Determinação do fator de intensidade de tensão aplicado

O cálculo do fator de intensidade de tensão aplicado foi realizado utilizando as equações a seguir

$$K_I = (Y\sigma) \sqrt{\pi \cdot a}$$

$$Y\sigma = (Y\sigma)_P + (Y\sigma)_S$$

$$(Y\sigma)_P = M \cdot f_w \cdot [k_{tm} \cdot M_{km} \cdot M_m \cdot P_m + k_{tb} \cdot M_{kb} \cdot M_b \cdot [P_b + (k_m - 1) \cdot P_m]]$$

$$(Y\sigma)_S = M_m \cdot Q_m + M_b \cdot Q_b$$

Os fatores de forma M_m e M_b foram adquiridos dos gráficos representados nas figuras a seguir.

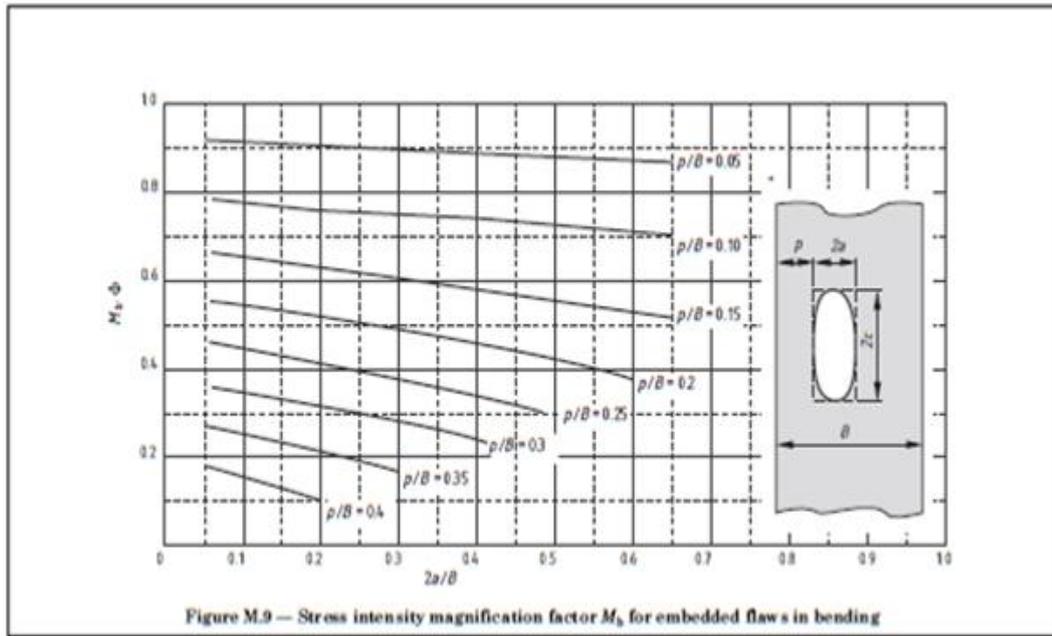


Figura A.6 Gráfico para obtenção do fator de forma M_m

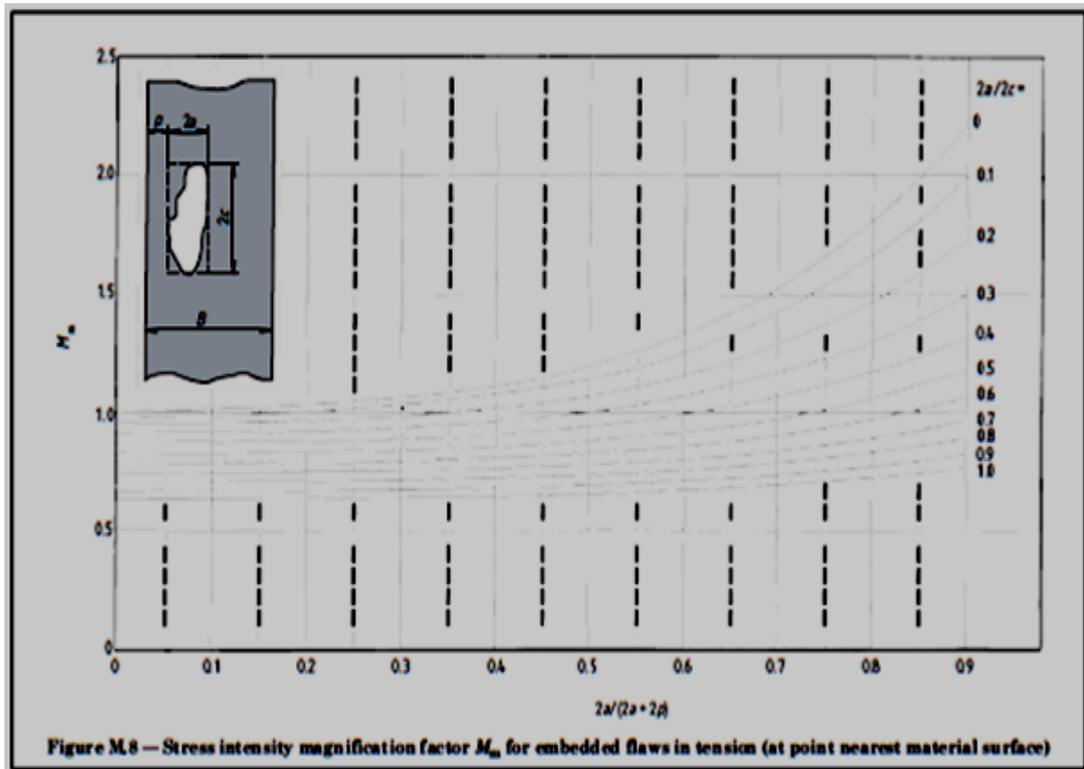


Figura A.7 Gráfico para obtenção do fator de forma M_b

Tabela A.2 Resultado do cálculo das tensões de referência e fator de intensidade de tensão aplicados

Tensão Aplicada [MPa]	Fator de Intensidade de Tensão Aplicado “K _I ” [MPa√(m)]	Tensão de referência “σ _n ” [MPa]
2,13	24,8	51,4
4,27	27,7	91,8
5,55	29,4	119,3
10	35,5	215

A.7 Razão de colapso plástico L_r

$$L_r = \sigma_n / \sigma_y$$

$$L_{RMAX} = \sigma_y + \sigma_u / 2 \cdot \sigma_y$$

A.8 Razão de fratura K_r

$$K_R = \frac{K_I}{K_{mat}} + \rho$$

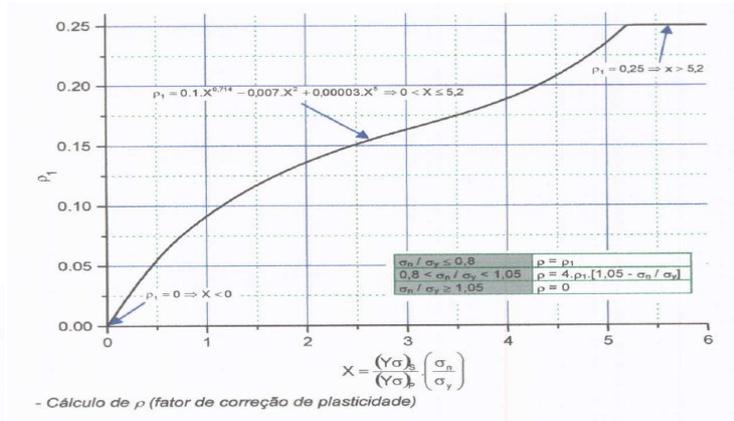


Figura A.8 Cálculo do fator de correção de plasticidade

Tabela A.3 Resultado do cálculo de K_r e L_r

Tensão Aplicada [MPa]	K _r	L _r
2,32	0,26	0,16
4,27	0,27	0,29
5,55	0,28	0,37
10	0,32	0,68

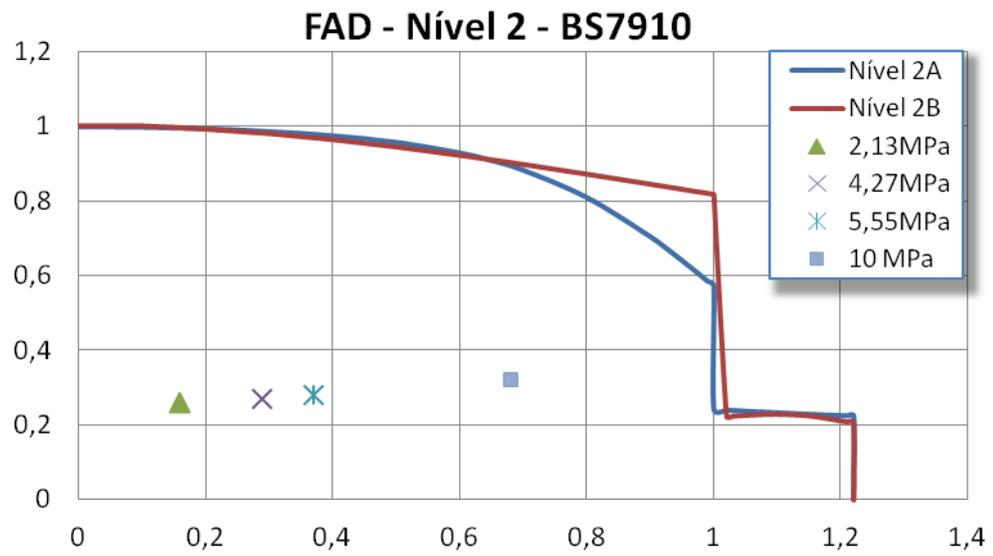
A.9 Diagrama FAD

Figura A.9 Diagrama FAD conforme nível 2

APÊNDICE B – Resultados do ensaio de emissão acústica

Neste apêndice serão detalhados os resultados de emissão acústica por canal. Nas páginas seguintes são mostrados os diferentes parâmetros de emissão acústica dentre este parâmetros o parametro de energia foi o escolhido por representar de forma mais clara a diferença entre as fontes de emissão acústica encontradas.

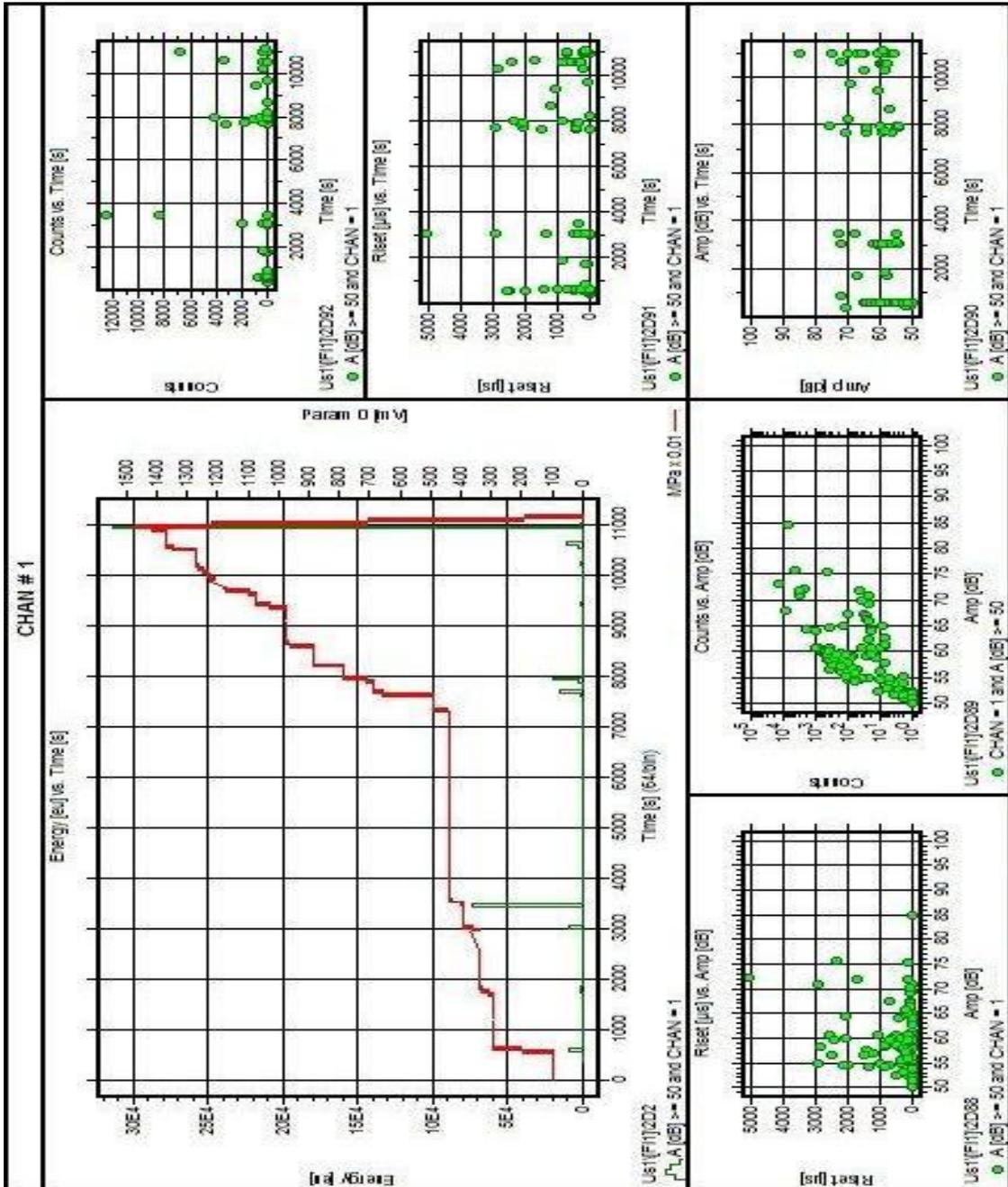


Figura B.1 - Resultado no canal 1 – Filtro utilizado threshold maior ou igual a 50 dB

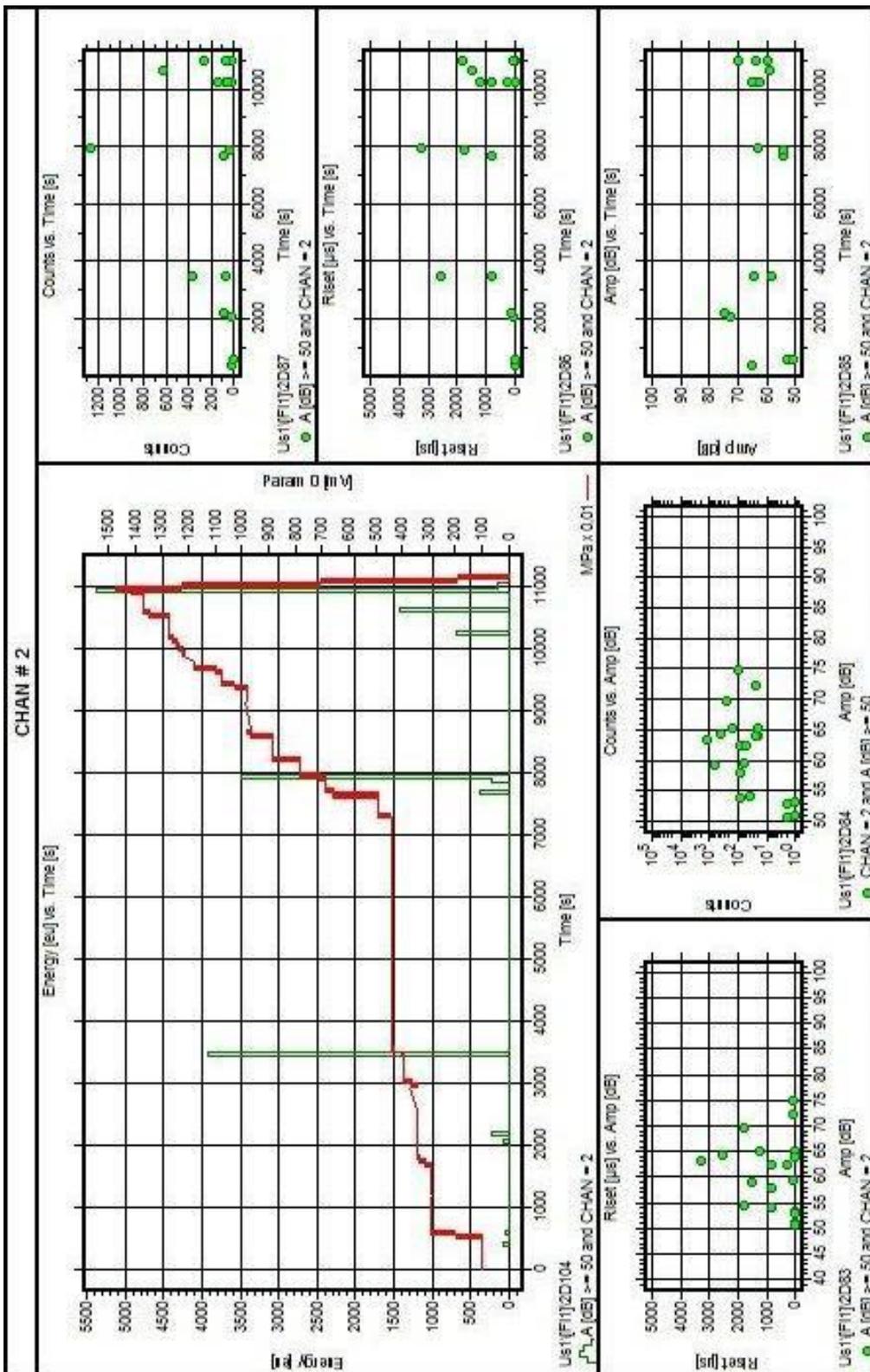


Figura B.2 - Resultado no canal 2 – Filtro utilizado threshold maior ou igual a 50 dB

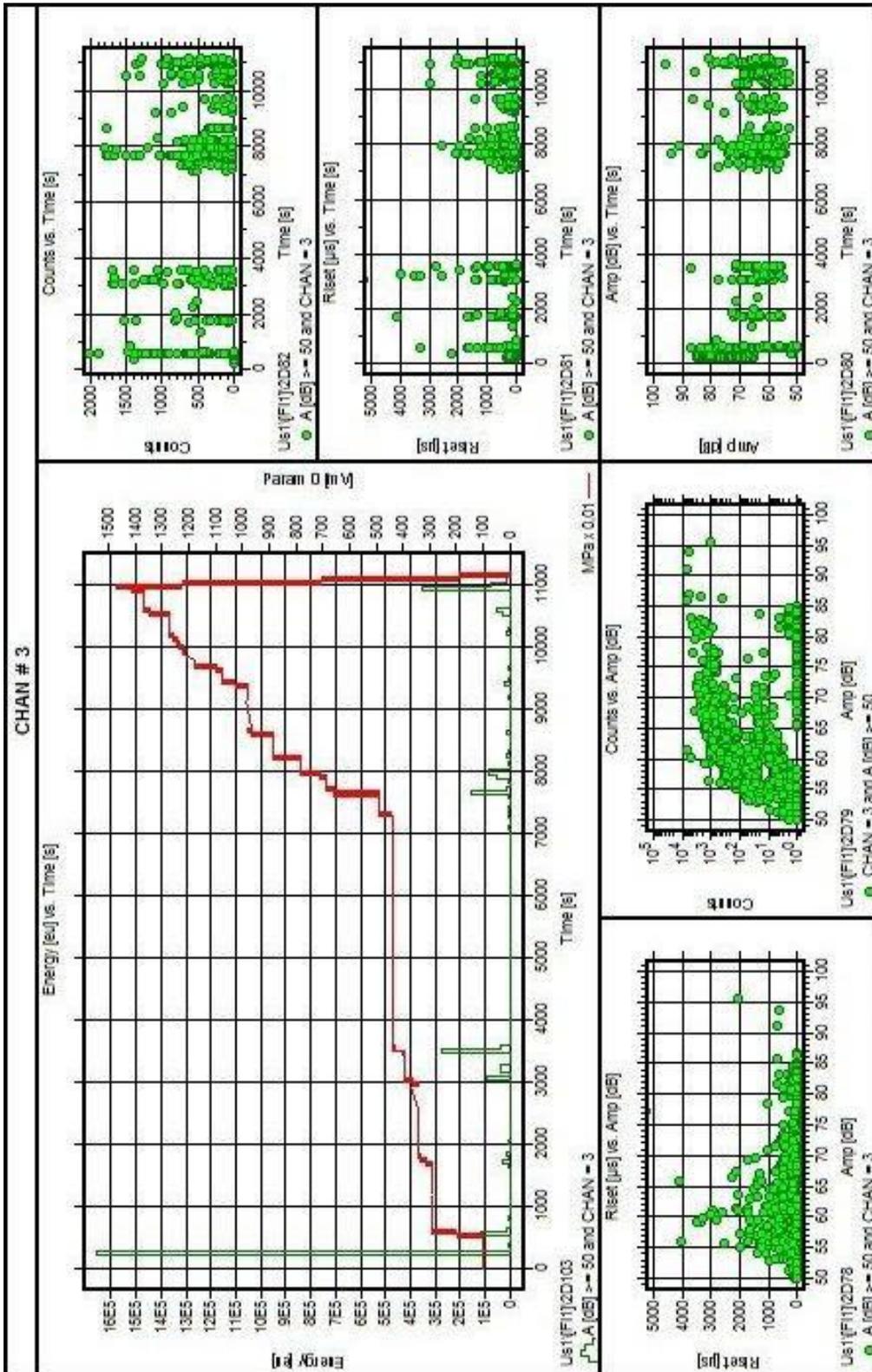


Figura B.3 - Resultado no canal 3 – Filtro utilizado threshold maior ou igual a 50 dB

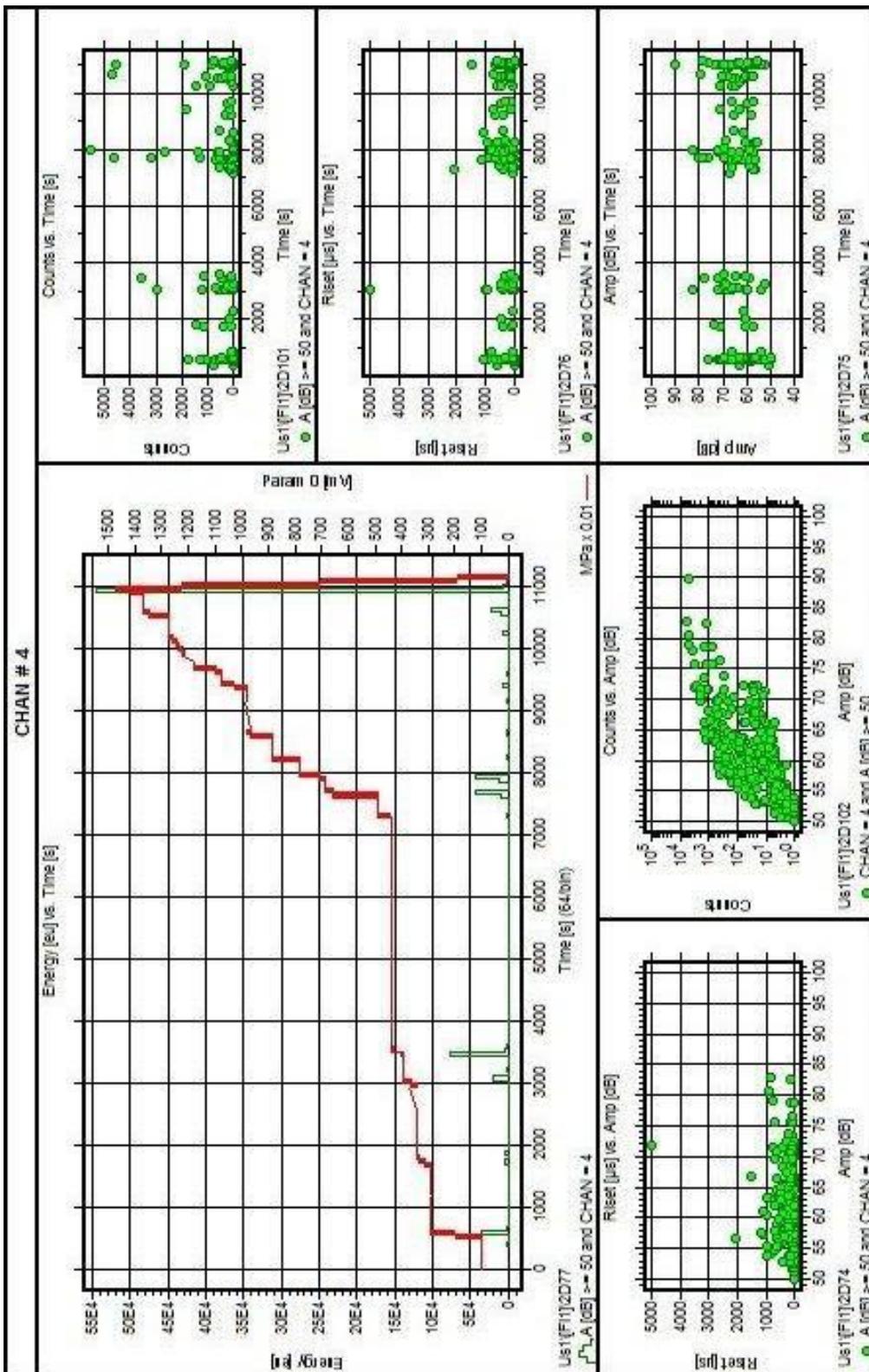


Figura B.4 - Resultado no canal 4 – Filtro utilizado threshold maior ou igual a 50 dB

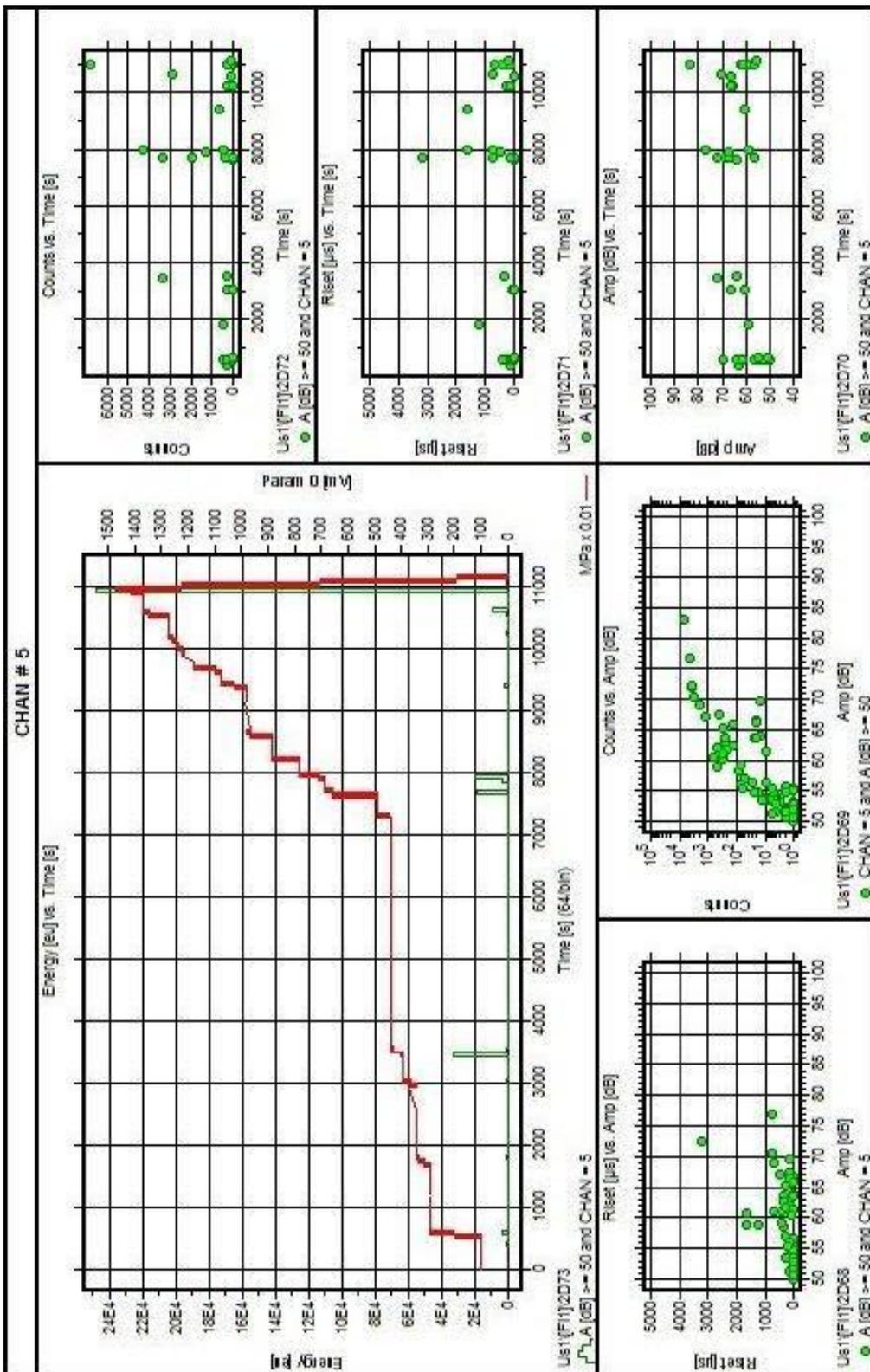


Figura B.5 - Resultado no canal 5 – Filtro utilizado threshold maior ou igual a 50 dB

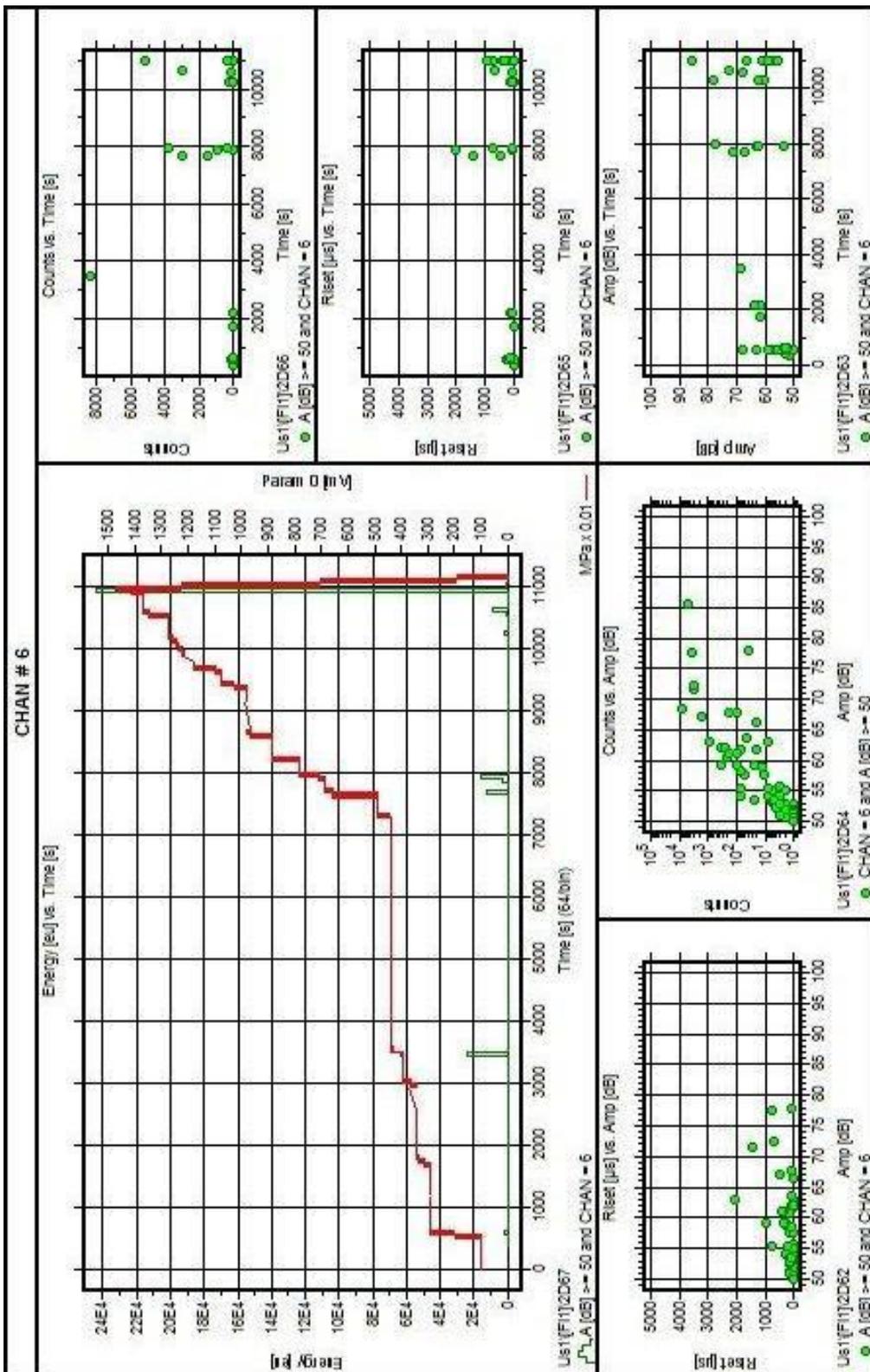


Figura B.6 - Resultado no canal 6 – Filtro utilizado threshold maior ou igual a 50 dB

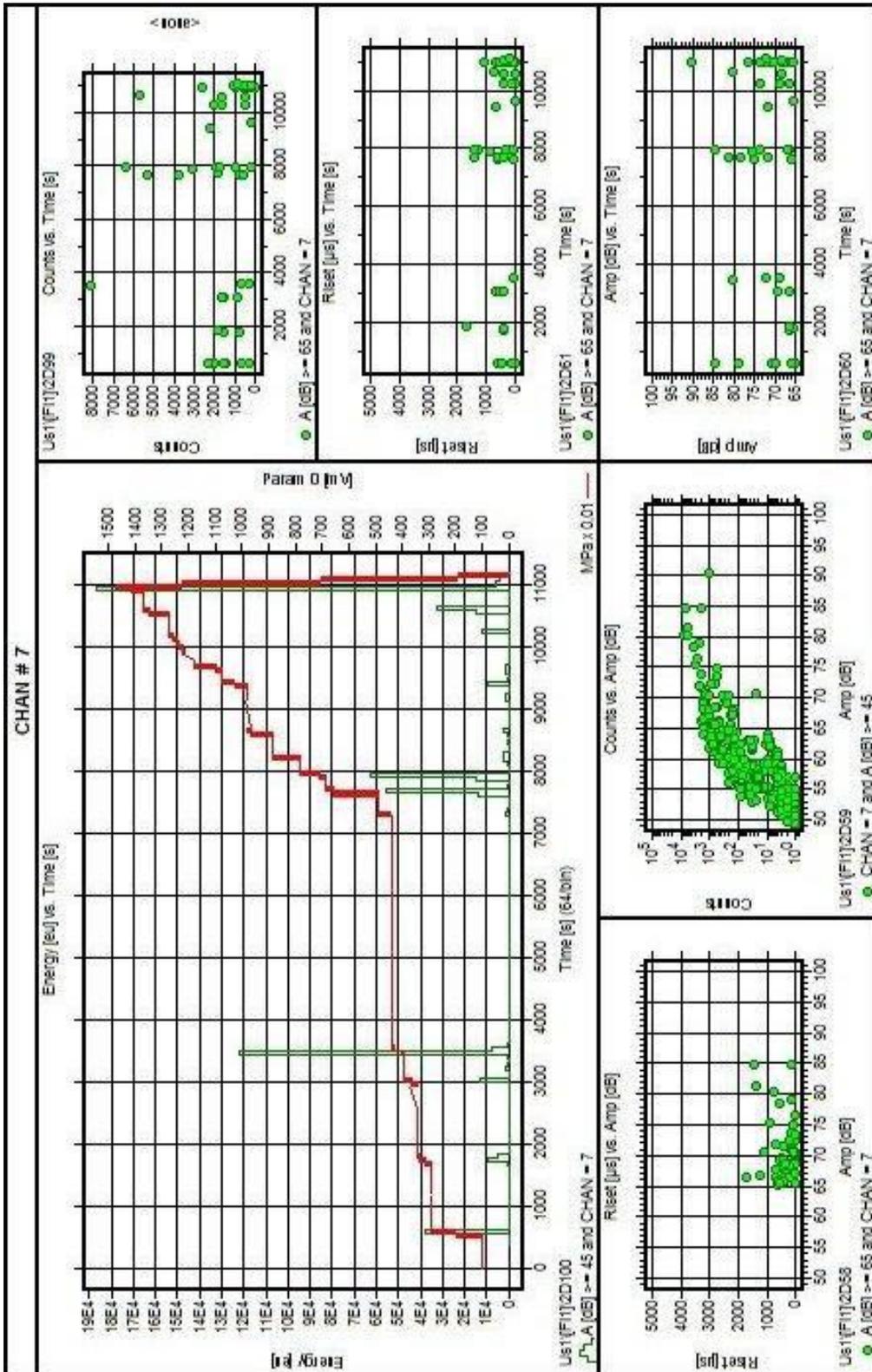


Figura B.7 - Resultado no canal 7 – Filtro utilizado threshold maior ou igual a 50 dB

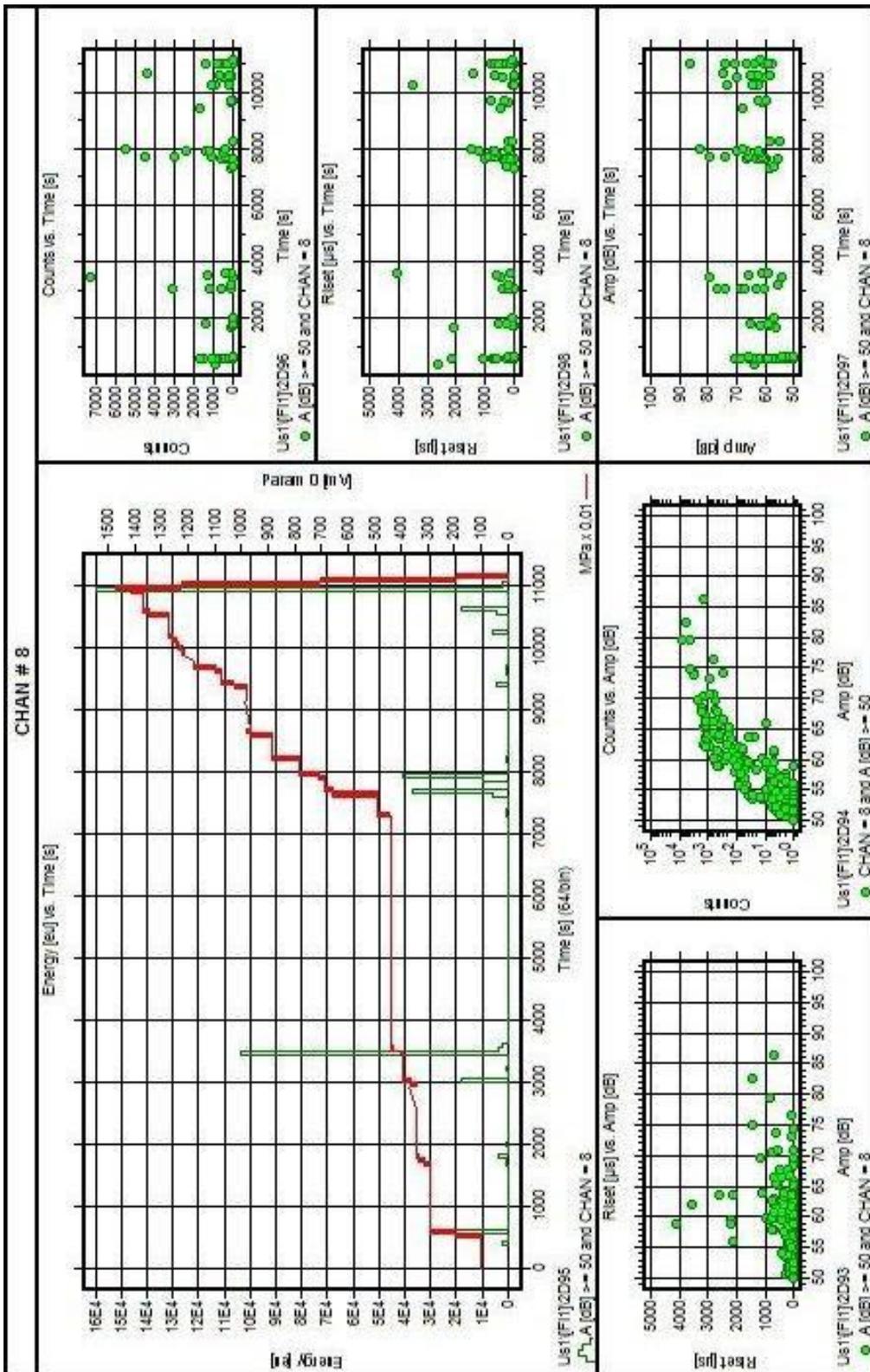


Figura B.8 - Resultado no canal 8 – Filtro utilizado threshold maior ou igual a 50 dB

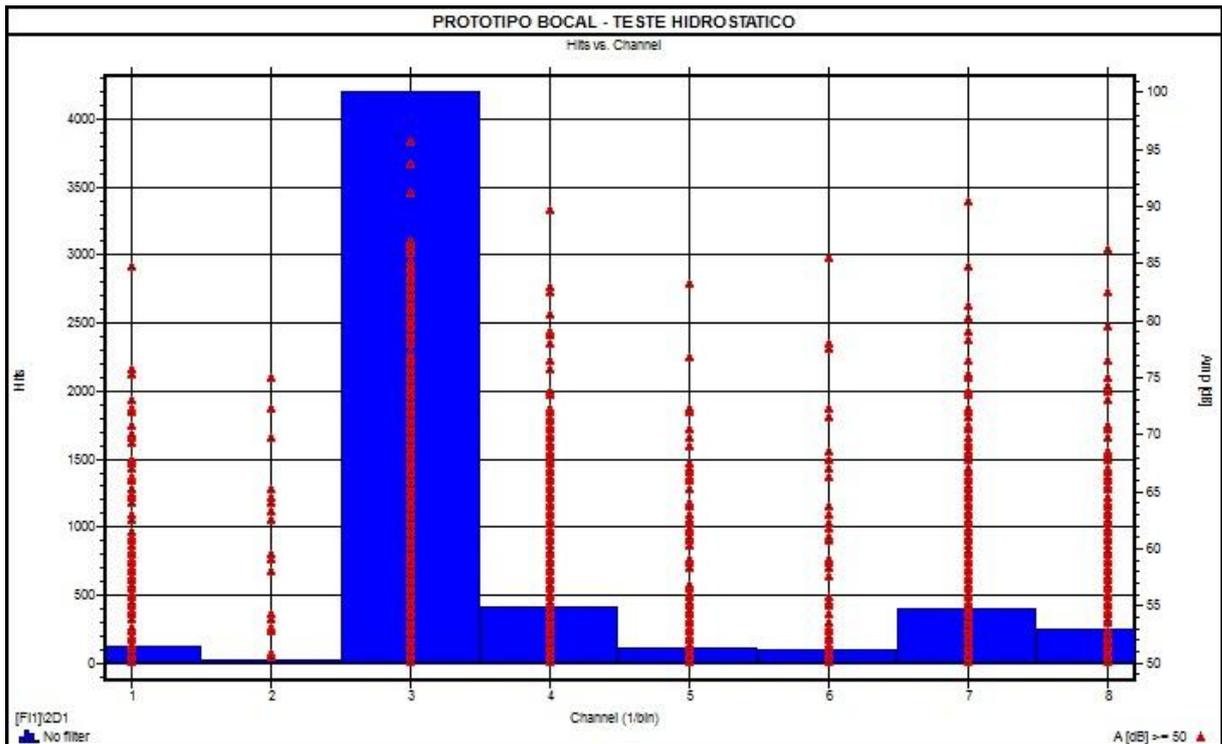


Figura B.9 – Número de hits captados pelos sensores (azul) e amplitude dos sinais por canal (vermelho)

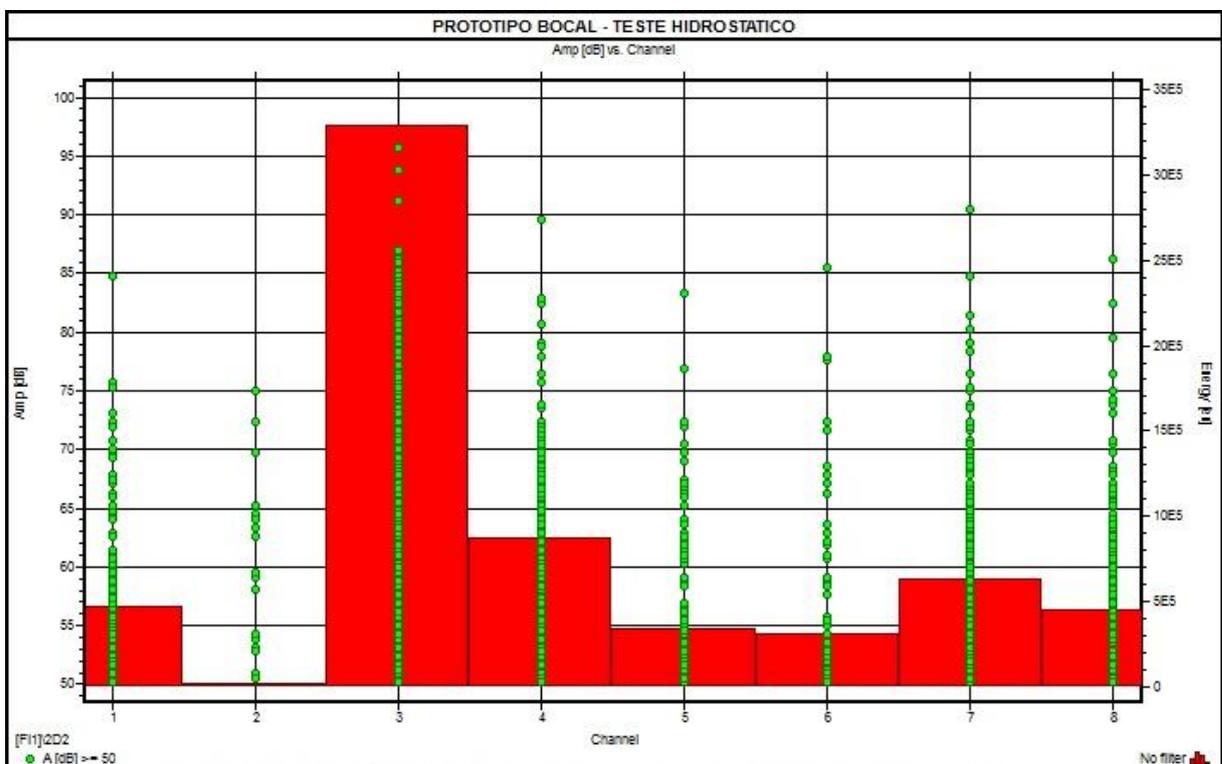


Figura B.10 – Energia acumulada por canal (vermelho) e amplitude dos sinais por canal (verde)

APÊNDICE C – Memorial de Cálculo do Protótipo

Neste apêndice são apresentados os cálculos realizados para dimensionamento do vaso de pressão o qual foi objeto de estudo desta dissertação. Os cálculos seguiram o código ASME Seção VIII , Divisão 1, Edição de 2006.

C.1 Dados de Projeto

Norma: Código de Projeto: ASME Seção VIII Divisão 1, Edição de 2006

Pressão de Projeto, $P = 43,5 \text{ kgf/cm}^2$ [4,27 MPa]

Temperatura de Projeto, $T = 60^\circ\text{C}$

Sobre espessura de corrosão, $C = 0$

Eficiência de Junta, $E = 1$

C.2 Descrição do item: Casco ø 16”

Especificação do material	SA-106 B [Tubo sem costura] (ASME II-D p. 10, ln. 5)
Diâmetro Nominal e Schedule:	16" Sch 40 (XS) DN 400

Tensão Admissível a 60°C , $S = 1202,2498 \text{ kgf/cm}^2$ [117,82 MPa]

Espessura de Projeto, (60°C) UG-27(c)(1)

$$\begin{aligned} t &= P \cdot R / (S \cdot E - 0,6 \cdot P) + C \\ &= 43,5 \cdot 19,05 / (1202,2498 \cdot 1 - 0,6 \cdot 43,5) + 0 \\ &= 0,705 \text{ cm} \quad [7,05 \text{ e } -3 \text{ m}] \end{aligned}$$

Pressão Máxima de Trabalho Admissível [PMTA], (60°C) UG-27(c)(1)

$$\begin{aligned} \text{PMTA} &= S \cdot E \cdot t / (R + 0,6 \cdot t) - P_s \\ &= 1202,2498 \cdot 1 \cdot 11,1125 / (19,05 + 0,6 \cdot 11,1125) - 0 \\ &= 67,7596 \text{ kg/cm}^2 \quad [6,64 \text{ MPa}] \end{aligned}$$

C.3 Tampo Plano

Especificação do material:	SA-285 C (ASME II-D p. 6, ln. 3)
----------------------------	----------------------------------

Diâmetro = 40,64cm

Dímetro interno, $d= 38,1$ cm

Espessura da Tampo = 5,08 cm

Factor C conforme Fig. UG-34, sketch (h)

Factor C = 0,33

Tensão Admissível a 60°C, $S = 1104,08$ kgf/cm² [108,19 MPa]

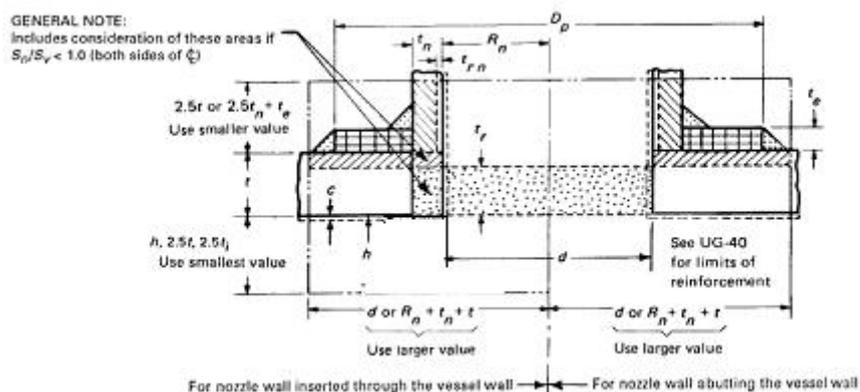
Espessura de Projeto, (60 °C) UG-34 (c)(2)

$$\begin{aligned} t &= d \cdot \text{Sqr}(C \cdot P / (S \cdot E)) + C \\ &= 38,1 \cdot \text{Sqr}(0,33 \cdot 43,5 / (1104,08 \cdot 1)) + 0 \\ &= 4,35 \text{ cm [43,5 e-3m]} \end{aligned}$$

Pressão Máxima de Trabalho Admissível [PMTA], (60°C)

$$\begin{aligned} \text{PMTA} &= (S \cdot E / C) \cdot (t / d)^2 - P_s \\ &= (1104,08 \cdot 1 / 0,33) \cdot (5,08 / 38,1)^2 - 0 \\ &= 59,47 \text{ kg/cm}^2 [5,82 \text{ MPa}] \end{aligned}$$

C.4 Bocal de $\phi 8''$



Especificação do material
Diâmetro Nominal e
Schedule:

SA-106 B [Tubo sem costura] (ASME II-D p. 10, ln. 5)

C.4.1 Cálculo da Necessidade de reforço

Limite do reforço conforme UG-40

Paralelo com a parede do vaso: $d = 193,68 \text{ mm}$ [$1,9362\text{E-}1 \text{ m}$]

Normal com a parede do vaso: $2,5*(t - C) = 27,78 \text{ mm}$ [$2,778\text{E-}2 \text{ m}$]

Espessura requerida do bocal UG-27(c)(1)

$$\begin{aligned} t_{rn} &= P \cdot R_n / (S_n \cdot E - 0,6 \cdot P) \\ &= 43,5453 \cdot 96,84 / (1202,248 \cdot 1 - 0,6 \cdot 43,5453) \\ &= 3,59 \text{ mm} [3,59\text{E-}3 \text{ m}] \end{aligned}$$

Espessura requerida t_r conforme UG-37(a)

$$\begin{aligned} t_r &= P \cdot R / (S \cdot E - 0,6 \cdot P) \\ &= 43,5 \cdot 19,05 / (1202,25 \cdot 1 - 0,6 \cdot 43,5) \\ &= 0,705 \text{ mm} [7,05\text{E-}4 \text{ m}] \end{aligned}$$

Área requerida conforme UG-37(c)

Tensões admissíveis: $S_n = 1202,25$, $S_v = 1202,25 \text{ kg/cm}^2$

$f_{r1} = \text{Menor de } 1 \text{ ou } S_n/S_v = 1$

$f_{r2} = \text{Menor de } 1 \text{ ou } S_n/S_v = 1$

$$\begin{aligned} A &= d \cdot t_r \cdot F + 2 \cdot t_n \cdot t_r \cdot F \cdot (1 - f_{r1}) \\ &= 19,368 \cdot 0,705 \cdot 1 + 2 \cdot 1,27 \cdot 0,705 \cdot 1 \cdot (1 - 1) \\ &= 13,66 \text{ cm}^2 [1,366\text{E-}3 \text{ m}^2] \end{aligned}$$

Área disponível conforme FIG. UG-37.1

$$A_1 = 7,8619 \text{ cm}^2$$

$$\begin{aligned} &= d \cdot (E_1 \cdot t - F \cdot t_r) - 2 \cdot t_n \cdot (E_1 \cdot t - F \cdot t_r) \cdot (1 - f_{r1}) \\ &= 19,368 \cdot (1 \cdot 11,11 - 1 \cdot 0,7705) - 2 \cdot 1,27 \cdot (1 \cdot 1,111 - 1 \cdot 0,705) \cdot (1 - 1) \\ &= 7,8619 \text{ cm}^2 [7,8610\text{E-}4 \text{ m}^2] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &= 2 \cdot (t + t_n) \cdot (E_1 \cdot t - F \cdot t_r) - 2 \cdot t_n \cdot (E_1 \cdot t - F \cdot t_r) \cdot (1 - f_{r1}) \\ &= 2 \cdot (1,111 + 1,27) \cdot (1 \cdot 1,111 - 1 \cdot 0,705) - 2 \cdot 1,27 \cdot (1 \cdot 1,111 - 1 \cdot 0,705) \cdot (1 - 1) \\ &= 1,9335 \text{ cm}^2 [1,9335 \text{ E-}4 \text{ m}^2] \end{aligned}$$

$$A_2 = 5,0639 \text{ cm}^2$$

$$\begin{aligned} &= 5 \cdot (t_n - t_{rn}) \cdot f_{r2} \cdot t \\ &= 5 \cdot (1,27 - 0,359) \cdot 1 \cdot 1,111 \\ &= 5,0639 \text{ cm}^2 [5,0639 \text{ E-4 m}^2] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &= 5 \cdot (t_n - t_{rn}) \cdot f_{r2} \cdot t_n \\ &= 5 \cdot (1,27 - 0,359) \cdot 1 \cdot 1,27 \\ &= 5,7871 \text{ cm}^2 [5,7871 \text{ E-4 m}^2] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} A_{41} &= \text{Perna}^2 \cdot f_{r2} \\ &= 8,57^2 \cdot 1 \\ &= 0,7348 \text{ cm}^2 [7,348 \text{ E-5 m}^2] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{Área} &= A_1 + A_2 + A_{41} \\ &= 7,8619 + 5,0639 + 0,7348 \\ &= 13,6606 \text{ cm}^2 [1,36606 \text{ E-3 m}^2] \end{aligned}$$

Área disponível é maior que a requerida, o bocal está adequadamente reforçado com as áreas disponíveis no casco, bocal e solda não existe a necessidade de instalação de chapa de reforço.

UW-16(c) Verificação da solda

Filete : $t_{\min} = \text{Menor de } 19 \text{ mm ou } t_n \text{ ou } t = 11,11 \text{ mm [11,11E-3m]}$

$t_{c(\min)} = \text{Menor de } 6 \text{ mm ou } 0,7 \cdot t_{\min} = 6 \text{ mm [6E-3 m]}$

$t_{c(\text{actual})} = 0,7 \cdot \text{Perna} = 0,7 \cdot 8,57 = 6 \text{ mm [6E-3 m]}$

O filete de solda é satisfatório

O cálculo da resistência da solda não é requerido para este detalhe seguindo a Fig. UW-16.1, sketch (c-e).

UG-45 Verificação da espessura do bocal

Espessura conforme UG-45(a):	$t_{r1} = 3,59 \text{ mm (E = 1)}$
Espessura conforme UG-45(b)(1):	$t_{r2} = 7,05 \text{ mm}$
Espessura conforme UG-16(b):	$t_{r3} = 1,5 \text{ mm}$
Espessura Standard do tubo conforme UG-45(b)(4):	$t_{r4} = 7,16 \text{ mm}$
Maior de t_{r2} ou t_{r3} :	$t_{r5} = 7,05 \text{ mm}$
Menor de t_{r4} ou t_{r5} :	$t_{r6} = 7,05 \text{ mm}$

Requerido conforme UG-é o maior valor entre f t_{r1} e $t_{r6} = 7,05 \text{ mm [7,05E-3 m]}$

A espessura disponível no bocal é , $t_n = 0,8750 * 12,7 = 11,11 \text{ mm [11,11E-3 m]}$

A espessura do bocal é adequada.

Tabela C.1- Resumo do cálculo das áreas do bocal

UG-37 Resumo do cálculo das áreas (cm ²) Para P = 43,5 kg/cm ² a 60 °C							UG-45 Espessura do Bocal	
A requerida	A disponível	A ₁	A ₂	A ₃	A ₅	A solda	t _{req}	t _{min}
13,6600	13,6606	7,8619	5,0639	--	--	0,7348	7,05	11,11

5. Teste hidrostático conforme UG 99

Pressão de teste hidrostático= 1,3 x PMTA = 1,3 x 43,5 = 56,55kgf/cm² [5,55 MPa]

APÊNDICE D – Verificações da consistência do modelo utilizado na análise linear

D1. Cálculo das tensões circunferenciais e longitudinais para a geometria cilíndrica

Casco

Raio Médio, $R= 0,19685\text{m}$

Pressão, $P= 5,55\text{MPa}$

Espessura, $t=12,7\text{e-}3\text{m}$

$$\textit{Tensão Circunferencial} \quad \sigma_c = \frac{P R}{t} = 86,025\text{MPa}$$

$$\textit{Tensão Longitudinal} \quad \sigma_L = \frac{P R}{2 t} = 43,013\text{MPa}$$

Bocal

Raio Médio, $R= 0,10319\text{m}$

Pressão, $P= 5,55\text{MPa}$

Espessura, $t=12,7\text{e-}3\text{m}$

$$\textit{Tensão Circunferencial} \quad \sigma_c = \frac{P R}{t} = 45,09\text{MPa}$$

$$\textit{Tensão Longitudinal} \quad \sigma_L = \frac{P R}{2 t} = 22,54\text{MPa}$$

Resultado no modelo de elementos finitos

O resultado das tensões circunferenciais e longitudinais atenderam o resultado da tensão circunferencial calculada de forma analítica.

O resultado da concentração de tensão devido a presença do bocal deve ter um fator de 4, conforme bibliografia consultada (Qadir e Redecop, 2009). Aplicando o valor da tensão circunferencial calculada a mesma deveria ser de 387,2MPa, o modelo utilizado resultou em uma tensão máxima de 351MPa, ou seja, 8,5% menor que a utilização da bibliografia o que foi considerado como aceitável para validação deste modelo. A figura D.1 mostra o resultado do modelo utilizado quanto as tensões circunferenciais com referência ao casco.

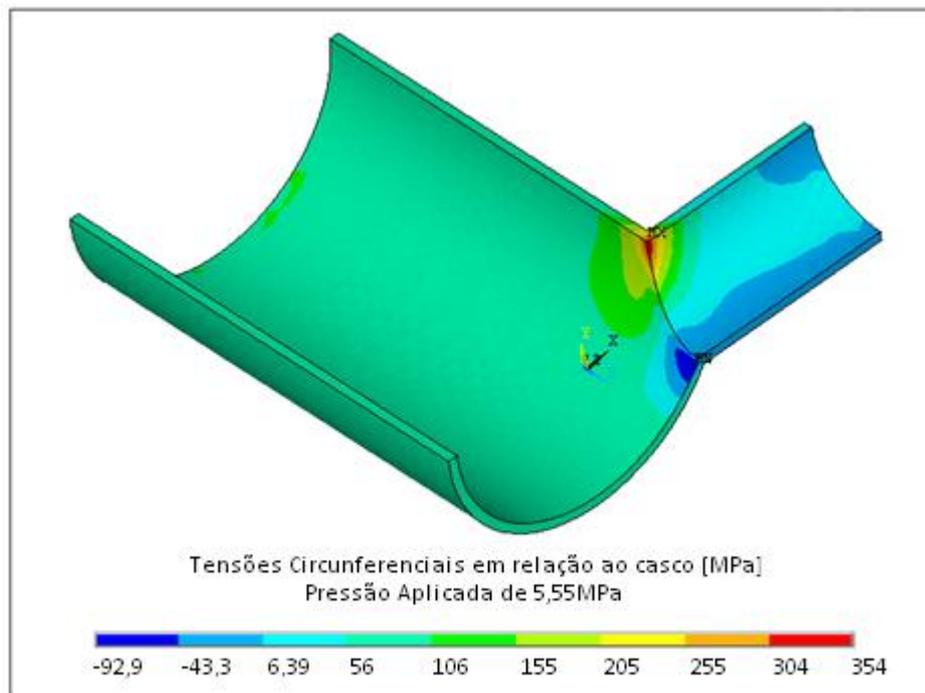


Figura D.1 Resultado das tensões circunferenciais em relação ao casco (cilindro maior)

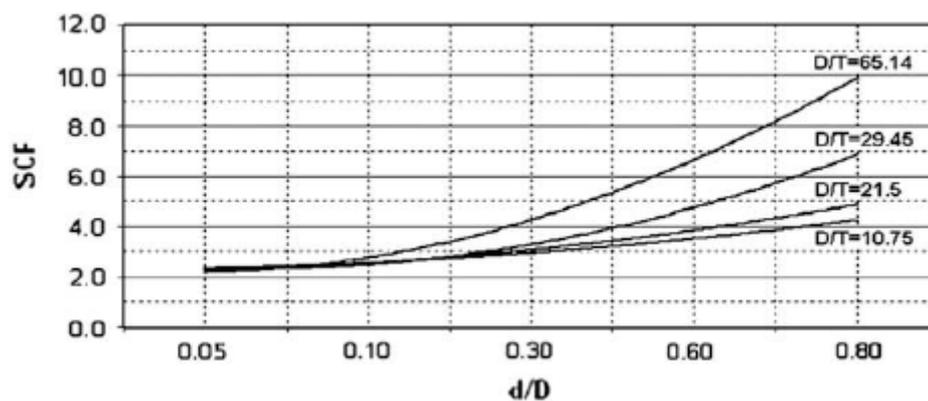


Figura D2. Fator concentrador de tensão devido a bocal, D= diâmetro Casco, d= diâmetro Bocal, T= espessura casco, t=espessura bocal (Fonte: Qadir e Redecop, 2009)

