



AUTARQUIA ASSOCIADA À UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

**CONTRIBUIÇÕES PARA MELHORIA DAS METODOLOGIAS
DE AVALIAÇÃO DE CHOQUE TÉRMICO PRESSURIZADO EM
VASOS DE PRESSÃO DE REATORES PWR**

PAULO DE TARSO VIDA GOMES

Tese apresentada como parte dos
requisitos para obtenção do Grau
de Doutor em Ciências na Área de
Tecnologia Nuclear - Reatores.

Orientador:
Prof. Dr. Miguel Mattar Neto

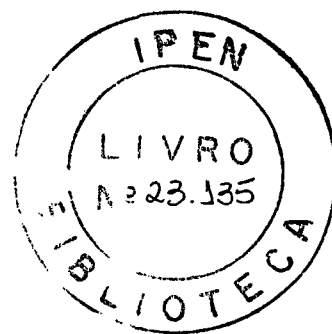
**São Paulo
2005**



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

**CONTRIBUIÇÕES PARA MELHORIA DAS METODOLOGIAS DE AVALIAÇÃO
DE CHOQUE TÉRMICO PRESSURIZADO EM VASOS DE PRESSÃO DE
REATORES PWR**

PAULO DE TARSO VIDA GOMES



**Tese apresentada como parte dos
requisitos para obtenção do grau de
Doutor em Ciências na Área de
Tecnologia Nuclear-Reatores**

**Orientador:
Prof. Dr. Miguel Mattar Neto**

**São Paulo
2005**

Aos meus irmãos, à Rosangela,
Flávia e Mariana, com amor.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a todos que direta ou indiretamente contribuíram para a conclusão desse trabalho.

CONTRIBUIÇÕES PARA MELHORIA DAS METODOLOGIAS DE AVALIAÇÃO DE CHOQUE TÉRMICO PRESSURIZADO EM VASOS DE PRESSÃO DE REATORES PWR

Paulo de Tarso Vida Gomes

RESUMO

A partir dos anos 80 tornou-se evidente a necessidade de se avaliar a integridade estrutural de vasos de pressão de reatores nucleares no que diz respeito ao acidente de Choque Térmico Pressurizado (PTS – *Pressurized Thermal Shock*).

O reconhecimento da importância da avaliação de PTS tem levado a comunidade internacional de tecnologia nuclear a dedicar considerável esforço de pesquisa em relação ao processo completo de avaliação da integridade dos vasos de pressão de usinas nucleares. Pesquisadores na Europa, Japão e U.S.A. têm concentrado seus esforços nas análises estruturais e de fratura do vaso de pressão, conduzindo experimentos para melhor entender como fatores específicos influenciam o comportamento de descontinuidades sob condições de carregamentos no choque térmico pressurizado.

Este trabalho tem por objetivo estudar o comportamento estrutural de um modelo em escala de um vaso de pressão de um reator nuclear do tipo PWR, com descontinuidades reais, sob carregamentos gerados por um choque térmico pressurizado. Para a construção do modelo do vaso de pressão utilizado nesta pesquisa, utilizou-se o projeto desenvolvido por Barroso (1995) com base em estudos de semelhança do comportamento termo-hidráulico durante o PTS.

Para a consecução dos objetivos desta pesquisa foi desenvolvida uma metodologia de obtenção de trincas com geometria e localização conhecidas, na parede do vaso de pressão. Construiu-se, também, um circuito hidráulico capaz de inundar o vaso, aquecido a 300 °C, com 10 m³ de água à temperatura de 8 °C.

Paralelamente, foram feitos cálculos termo-hidráulicos utilizando-se o código computacional RELAP5/MOD 3.2.2γ, para se obter os perfis de temperatura durante o resfriamento, os quais subsidiaram o cálculo termo-estrutural realizado utilizando o ANSYS 7.01, com modelos bidimensionais e tridimensionais. Os perfis de tensões obtidos neste cálculo estrutural foram usados, juntamente com os conceitos da mecânica de fratura, para avaliar o crescimento das trincas do modelo do vaso de pressão. Após o choque térmico pressurizado, o modelo do vaso de pressão foi submetido a inspeções não destrutivas e destrutivas cujos resultados, em termos do comportamento das trincas, foram comparados com aqueles previstos. Os resultados obtidos mostram que a metodologia que utiliza os valores de fatores de intensidade de tensão (K_I) obtidos por meio de cálculos por elementos finitos, 3D, e fatores de intensidade de tensão críticos ($K_{IC,med}$) descritos pela metodologia da Curva Mestra é menos conservadora do que a metodologia do código ASME, para este estudo de comportamento de trincas na parede do modelo do vaso de pressão do reator nuclear do tipo PWR.

CONTRIBUTIONS FOR THE IMPROVEMENT OF PRESSURIZED THERMAL SHOCK ASSESSMENT METHODOLOGIES IN PWR PRESSURE VESSELS

Paulo de Tarso Vida Gomes

ABSTRACT

The Structural Integrity assessment of Nuclear Reactor Pressure Vessel, concerned to Pressurized Thermal Shock (PTS) accidents, became a necessity and has been investigated since the eighty's.

The recognition of the importance of PTS assessment has led the international nuclear technology community to devote a considerable research effort directed to the complete integrity assessment process of the Reactor Pressure Vessels (VPR). Researchers in Europe, Japan and U.S.A. have concentrated efforts in the VPR structural and fracture analysis, conducting experiments to best understand how specific factors act on the behavior of discontinuities, under PTS loading conditions.

The main goal of this work is to study de structural behavior of an "in scale" PWR nuclear reactor pressure vessel model, containing actual discontinuities, under loading conditions generated by a pressurized thermal shock. To construct the pressure vessel model utilized in this research, the approach developed by Barroso (1995) and based on likelihood studies, related to thermal-hydraulic behavior during the PTS was employed.

To achieve the objective of this research, a new methodology to generate cracks, with known geometry and localization in the vessel model wall was developed. Additionally, an hydraulic circuit, able to flood the vessel model, heated to 300 °C, with 10 m³ of water at 8 °C, in 170 seconds, was built. Thermo-hydraulic calculations using RELAP5/MOD 3.2.2 γ computational code were done, to

estimate the temperature profiles during the cooling time. The resulting data subsidized the thermo-structural calculations that were accomplished using ANSYS 7.01 computational code, for both 2D and 3D models. So, the stress profiles obtained with these calculations were associated with fracture mechanics concepts, to assess the crack growth behavior in the VPR model wall. After the PTS test, the VPR model was submitted to destructive and non-destructive inspections. The results, concerning to crack behavior, were compared with those expected. The obtained results showed that the methodology that uses Intensity Stress Factor (K_I), obtained by means of finite elements, 3D, and critical intensity stress factor ($K_{IC,med}$), described by the Master Curve approach are less conservative than the ASME code methodology, for this study of crack behavior in the PWR pressure vessel model wall.

SUMÁRIO

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

LISTA DE SÍMBOLOS

| | | |
|----------|---|----|
| 1. | INTRODUÇÃO | 14 |
| 1.1. | EXPOSIÇÃO DO TEMA | 14 |
| 1.2. | OBJETIVOS, ORIGINALIDADE E ASPECTOS RELEVANTES DO TRABALHO | 16 |
| 2. | FUNDAMENTOS TEÓRICOS E REVISÃO DA LITERATURA | 21 |
| 2.1. | INTRODUÇÃO | 21 |
| 2.2. | TENSÕES TÉRMICAS NA PAREDE DO VPR | 21 |
| 2.3. | CURVA MESTRA (<i>MASTER CURVE</i>) | 23 |
| 2.4. | DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DA TENACIDADE À FRATURA PARA PARADA DE TRINCA | 25 |
| 2.5. | CONSERVADORISMO NO USO DA RT_{NDT} | 28 |
| 2.6. | O FENÔMENO "WARM PRESTRESSING" | 29 |
| 2.7. | ABORDAGENS PARA AVALIAÇÃO DE CHOQUE TÉRMICO PRESSURIZADO | 32 |
| 3. | METODOLOGIA | 36 |
| 3.1. | EXPERIMENTO DE PTS COM MODELOS DE VPR EM ESCALA | 36 |
| 3.2. | MODELAGEM BASEADA EM SIMILARIDADE TERMO-HIDRÁULICA | 37 |
| 3.3. | SELEÇÃO E CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL DO MODELO DO VPR | 37 |
| 3.3.1. | <i>Caracterização do aço SAE 8620</i> | 37 |
| 3.3.2. | <i>Propriedades Físicas e Mecânicas</i> | 38 |
| 3.3.3. | <i>Composição Química</i> | 38 |
| 3.3.4. | <i>Ensaio de Tração</i> | 38 |
| 3.3.5. | <i>Propriedades de Fratura</i> | 39 |
| 3.3.5.1. | Curvas de transição dúctil-frágil | 39 |
| 3.3.5.2. | Determinação da temperatura de referência de ductilidade nula (RT_{NDT}) | 39 |
| 3.3.5.3. | Determinação da temperatura de referência T_0 para iniciação de trinca | 39 |
| 3.3.5.4. | Determinação da temperatura de referência T_0 para parada de trinca | 40 |
| 3.3.5.5. | Análises metalográficas e de fraturas | 40 |
| 3.4. | CONFECÇÃO DE TRINCAS NO MODELO DO VPR COM DESENVOLVIMENTO DE METODOLOGIA PARA OBTENÇÃO DE TRINCAS SEMI-ELÍPTICAS | 40 |
| 3.4.1. | <i>Efeitos do entalhe</i> | 41 |
| 3.4.2. | <i>Efeitos da temperatura</i> | 43 |
| 3.4.3. | <i>Efeitos da taxa de carregamento</i> | 44 |
| 3.4.4. | <i>Passos para a obtenção de trincas na parede do modelo e VPR</i> | 45 |
| 3.5. | OBTENÇÃO DE TRINCAS NA PAREDE DO VASO DE PRESSÃO | 49 |
| 3.6. | PROJETO E INSTALAÇÃO DE UM SEÇÃO DE TESTE DO MODELO DO VPR SOB PTS | 50 |
| 3.7. | CONSTRUÇÃO DO MODELO DO VASO DE PRESSÃO | 52 |

| | | |
|----------|--|----|
| 3.8. | INSTRUMENTAÇÃO DO MODELO DO VASO DE PRESSÃO | 52 |
| 3.8.1. | <i>Aquecimento e controle da temperatura</i> | 53 |
| 3.8.2. | <i>Medição de temperatura</i> | 54 |
| 3.8.3. | <i>Controle de pressão durante o teste</i> | 55 |
| 3.8.4. | <i>Medição de pressão</i> | 56 |
| 3.8.5. | <i>Medição de deformações e detecção de crescimento de trinca</i> | 57 |
| 3.8.6. | <i>Outros</i> | 59 |
| 3.8.7. | <i>Montagem e verificação final</i> | 59 |
| 3.9. | ANÁLISES PRÉ-TESTE | 60 |
| 3.9.1. | <i>Análises termo-hidráulicas</i> | 60 |
| 3.9.2. | <i>Análises termo-mecânicas</i> | 63 |
| 3.9.2.1. | Análise térmica do vaso de pressão | 63 |
| 3.9.2.2. | Análise estrutural do vaso de pressão | 64 |
| 3.9.3. | <i>Avaliação de Integridade Estrutural</i> | 65 |
| 3.9.3.1. | Construção do Diagrama de Profundidade Crítica de Trincas (DPCT) com valores de K_{IR} , K_{IC} e K_I , de acordo com o código ASME | 66 |
| 3.9.3.2. | Construção do DPCT utilizando valores de $K_{IA,med}$ e $K_{IC,med}$ obtidos experimentalmente e valores de K_I calculados de acordo com o código ASME | 69 |
| 3.9.4. | <i>Determinação de K_I pelo Método de Elementos Finitos utilizando um modelo tridimensional</i> | 69 |
| 3.10. | REALIZAÇÃO DE TESTES DE PTS DO MODELO DO VPR E OBTENÇÃO DE RESULTADOS EXPERIMENTAIS | 72 |
| 3.11. | ANÁLISE PÓS-TESTE | 74 |
| 3.11.1. | <i>Observação das superfícies de fratura</i> | 74 |
| 3.11.2. | <i>Construção do diagrama de profundidade crítica de trincas utilizando as dimensões reais das trincas</i> | 74 |
| 4. | RESULTADOS E DISCUSSÃO | 76 |
| 4.1. | OBTENÇÃO DE TRINCAS NA PAREDE DO VASO DE PRESSÃO | 76 |
| 4.2. | DETERMINAÇÃO DAS DIMENSÕES DAS TRINCAS POR ULTRA SOM | 78 |
| 4.3. | EXPERIMENTO DE CHOQUE TÉRMICO PRESSURIZADO | 79 |
| 4.3.1. | <i>Perfis de Temperatura na parede do modelo do VPR</i> | 79 |
| 4.3.2. | <i>Pressão interna</i> | 80 |
| 4.3.3. | <i>Temperaturas no costado do modelo do VPR</i> | 80 |
| 4.3.4. | <i>Medição de deformações e detecção de crescimento de trinca</i> | 82 |
| 4.4. | ANÁLISES PRÉ-TESTE | 86 |
| 4.4.1. | <i>Análise termo-mecânica</i> | 86 |
| 4.4.2. | Construção do Diagrama de Profundidade Crítica de Trincas (DPCT) com valores de K_{IR} , K_{IC} e K_I , de acordo com o código ASME | 89 |
| 4.4.3. | Construção do Diagrama de Profundidade Crítica de Trincas (DPCT) utilizando valores de $K_{IA,med}$ e $K_{IC,med}$ obtidos experimentalmente | 92 |

| | | |
|--------|---|-----|
| 4.5. | ANÁLISES PÓS-TESTE | 92 |
| 4.5.1. | <i>Observação de superfícies de fratura</i> | 92 |
| 4.5.2. | <i>Construção do Diagrama de Profundidade Crítica de Trincas com as dimensões reais das trincas e com valores de K_{IR}, K_{IC} e K_I, de acordo com o código ASME</i> | 95 |
| 4.5.3. | <i>Determinação de K_I pelo Método de Elementos Finitos tridimensional e estudo do crescimento de trinca</i> | 97 |
| 4.6. | AVALIAÇÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS E COMPARAÇÃO COM RESULTADOS DAS ANÁLISES PRÉ-TESTE E PÓS-TESTE | 101 |
| 5. | COMENTÁRIOS E CONCLUSÕES | 105 |
| 6. | SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS | 108 |
| 7. | REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS | 109 |
| | CÓDIGOS COMPUTACIONAIS | 115 |
| 8. | APÊNDICE A - RESULTADOS DA CARACTERIZAÇÃO DO AÇO SAE 8620 | 116 |
| 9. | APÊNDICE B - DESENHOS MECÂNICOS | 125 |

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ASME - American Society of Mechanics Engineers

ASTM - American Society of Testing Materials

CDTN - Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear

CETEC - Fundação Centro Tecnológico de Minas Gerais

DIN - Deutsches Institut für Normung

DPCT - Diagrama de profundidade crítica de trincas

END - Ensaio não destrutivo

FALSIRE - Fracture Analysis of Large-scale International Reference Experiments

LOCA - Acidente de perda de refrigeração

MFEL - Mecânica de fratura linear elástica

MN - Mega Nilton

NDTT - Temperatura de transição de ductilidade nula

NESC - Network for Evaluating Structural Components

PTS - Choque térmico pressurizado

PVC - Policloreto de Vinila

PWR - Reator a água pressurizada

SAE - Society of Automotive Engineers

RT_{NDT} - Temperatura de referência de ductilidade nula

VPR - Vaso de pressão do reator

USA - Estados Unidos da América

WPB - WWER PTS Benchmark Exercise

WPS - Fenômeno Warm prestressing

3D - Tridimensional

2D - Bidimensional

LISTA DE SÍMBOLOS

a - Profundidade da trinca;

a/l - Razão de aspecto da trinca

b_0 - ligamento remanescente

cp - Corpo-de-prova

$cp's$ - Corpos-de-prova

ccc - cúbico de corpo centrado

CR, RC e RL - orientação de corpos-de-prova de acordo com a norma ASTM E 399-97

E - Módulo de elasticidade

F_u - Força para iniciação de trinca frágil no ensaio de impacto Charpy instrumentado

F_a - Força para parada de trinca frágil no ensaio de impacto Charpy instrumentado

$K_{IA,med}$ - Valor mediano do fator de intensidade de tensão crítico no modo I de fratura para parada de trincas (Curva Mestre)

K_{IA} - Fator de intensidade de tensão crítico no modo I de fratura para parada de trincas

K_{IR} - Curva de referência para parada dinâmica de trinca de acordo com o Código ASME

K_I - Fator de intensidade de tensão no modo I de fratura

K_{IC} - Fator de intensidade de tensão crítico no modo I de fratura para iniciação de trincas

$K_{JC,med}$ - Valor mediano do fator de intensidade de tensão crítico no modo I de fratura para iniciação de trincas (Curva Mestre)

K_{JC} - Fator de intensidade de tensão crítico no modo I de fratura

K_0 - Parâmetro de escala para ajuste de dados na distribuição de Weibull

l - Comprimento da trinca

M - constante que garante o nível adequado de restrição plástica na ponta da trinca

M_b - Fator de correção para a tensão de flexão

M_m - Fator de correção para a tensão de membrana

MPa - Megapascal

p1, p2, p3 e p4 - Parâmetros de ajuste da curva de impacto Charpy

Q - Fator de forma da trinca

TK_{IA} - temperatura de referência correspondente a $K_{IA,med} = 100\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$

TK_{IC} - temperatura de referência correspondente a $K_{IC,med} = 100\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$

T_{Fa4} - Temperatura para parada de trinca relativa a $Fa = 4\text{N}$ no ensaio de impacto Charpy

x - Temperatura de teste de impacto Charpy

y - Energia de impacto em Joule

Símbolos Gregos

σ_x - Tensão normal na direção do eixo de coordenadas x

σ_y - Tensão normal na direção do eixo de coordenadas y

σ_z - Tensão normal na direção do eixo de coordenadas z

σ_m - Tensão de membrana

σ_b - Tensão de flexão

σ_o - limite de escoamento do material à temperatura de teste instrumentado

$\tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{xz}$ - Tensões de cisalhamento

1. INTRODUÇÃO

1.1. Exposição do Tema

Um vaso de pressão de reator (VPR) de uma usina nuclear do tipo PWR (*Pressure Water Reactor*), o qual contém o combustível nuclear, mantém o líquido refrigerante em temperaturas da ordem de 275 °C e pressões da ordem de 15 MPa durante seu funcionamento normal. Por isto, ele é projetado, construído e inspecionado de acordo com normas que estabelecem requisitos compatíveis com suas funções de segurança. A integridade do VPR deve ser assegurada tanto sob condições normais de operação quanto sob condições de acidentes postulados, durante toda a sua vida útil considerando, especialmente: o fator segurança e o fator econômico.

Sob o ponto de vista da segurança, deve-se proteger o público em geral, o meio-ambiente e os trabalhadores dos perigos em potencial de uma liberação significativa de radiação. Em termos econômicos, procura-se estender a vida útil do VPR além do tempo para o qual ele foi projetado, por causa do alto custo de construção e reposição do mesmo (a extensão de vida foi pensada para evitar os custos e prazos associados ao licenciamento de um novo local e/ou de uma nova planta). Portanto, a operação contínua e segura de uma usina PWR depende fortemente da determinação e controle das margens de segurança em relação a uma ruptura do VPR (Mishima et al., 1994; Keim et al., 1997).

Uma das questões críticas relacionadas à integridade estrutural do VPR diz respeito à avaliação do acidente de choque térmico pressurizado (PTS – *Pressurized Thermal Shock*). O PTS é um transitório térmico severo causado pela seguinte seqüência de eventos (Pennell e Malik, 1997):

- acidente com perda de refrigerante do núcleo do reator;
- ativação de sistema de segurança para injeção de água em resposta ao acidente de perda de refrigerante do núcleo;
- choque térmico severo na parede interna do VPR provocado pela injeção de água que encontrava-se armazenada a temperaturas relativamente baixas;

- manutenção da pressão ou repressurização do sistema.

A ameaça potencial à integridade do VPR, que pode levar a uma fratura frágil do mesmo, ocorrerá se:

- o material do VPR estiver numa condição grave de fragilização por irradiação;
- existirem descontinuidades superficiais e sub-superficiais com tamanho, forma e orientação tais, que possam se propagar quando submetidas ao elevado carregamento termo-mecânico na parede do VPR durante o PTS.

Na FIG. 1 estão ilustradas as variações de pressão e temperatura durante um transitório de PTS. As tensões térmicas causadas pelo rápido resfriamento da parede do vaso (injeção de água fria no interior do VPR) em combinação com as tensões causadas pela pressão (ou repressurização do sistema) resultam em grandes tensões de tração que são máximas na superfície interna da parede do vaso (Bass et al, 2000). Por outro lado, a irradiação por neutrons rápidos na região da parede do VPR que fica próxima ao núcleo e as temperaturas baixas provocadas pela injeção de água fria agem de modo a reduzir a tenacidade à fratura do material do vaso. Portanto, as elevadas tensões termo-mecânicas de tração, atuando em regiões do material com baixa tenacidade à fratura, criam condições nas quais o crescimento de trinca pode iniciar em descontinuidades preexistentes no material do VPR (Jhung e Park, 1999).

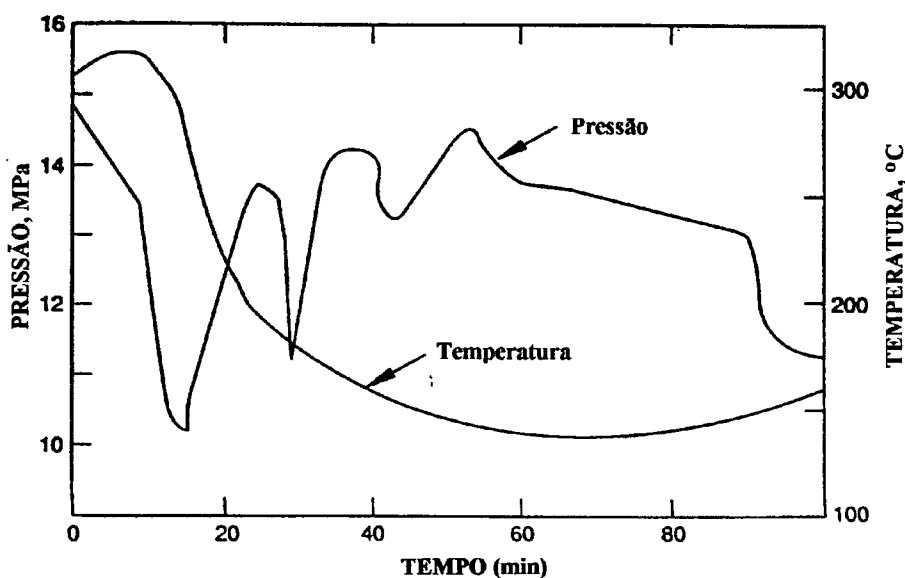


FIGURA 1 - Variações de pressão e temperatura durante transitório de PTS (Cruz e Neto, 1999)

Para avaliar a integridade de VPR de usinas PWR, primeiramente se faz uma avaliação da temperatura de transição frágil-dúctil e do coeficiente de segurança entre essa temperatura e a temperatura da água injetada. Com a operação do reator e a irradiação de neutrons rápidos na parede do vaso, ocorre a conseqüente fragilização, a alteração da temperatura de transição frágil-dúctil e a diminuição do coeficiente de segurança mencionado. No fim da vida útil de 40 anos ou com a extensão de vida de 40 para 60 anos o coeficiente de segurança pode ficar menor que o recomendado sendo necessária uma avaliação específica de PTS composta dos seguintes passos (Taylor et al., 2000).

- determinação dos possíveis transitórios do sistema;
- realização de análises termo-hidráulicas usando códigos computacionais adequados para determinar os históricos de temperatura, pressão e coeficientes de transferência de calor, que servirão como dados de entrada para as análises estruturais;
- definição de geometria, posição e direção das descontinuidades, sejam elas reais (determinados por meio de técnicas de inspeção) ou postuladas por normas;
- realização das análises estruturais e de avaliação de fratura do VPR usando os resultados da análise termo-hidráulica, as propriedades mecânicas e de tenacidade à fratura do material e os dados relativos às descontinuidades.

1.2. Objetivos, Originalidade e Aspectos Relevantes do Trabalho

Diversos aspectos influenciam o processo completo de avaliação da integridade estrutural de VPR, tais como a precisão dos métodos de ensaio não destrutivo (END), os requisitos de propriedades do material e o nível apropriado de complexidade e precisão das análises termo-mecânicas e de avaliações de fratura (Borloo e Lemaitre, 1994; Dickson e Malik, 2000).

Nos procedimentos para avaliação de PTS, a resistência do material à fratura é geralmente obtida tomando-se como base uma curva de referência, na qual os valores de tenacidade são dados em função da temperatura de referência de ductilidade nula RT_{NDT} , que por sua vez depende do material e de seu grau de fragilização. Atualmente, existe um consenso de que essa curva de referência é

inapropriada e incorpora uma série de conservadorismos, o que poderia comprometer, de forma precoce, a continuidade de operação de uma usina (Ross et al, 2000; Rintamaa et al, 2001; Wallin et al, 2001; Brumovski et al, 2001). Estudos recentes do comportamento de aços ferríticos na região de transição dúctil-frágil baseados em abordagens probabilísticas propõem a chamada “Curva Mestra” (Sokolov et al., 1997) como alternativa para caracterizar o comportamento de aços ferríticos na região de transição. A definição dessa curva é feita baseando-se na temperatura de referência T_0 , cuja determinação pode ser feita com base em norma (ASTM E-1921-00, 2000). Estudos estão em andamento por um comitê especializado da Sociedade Americana de Engenharia Mecânica (ASME) (Yukon, 1998) para a aplicação da “Curva Mestra” aos critérios de avaliação da resistência à fratura de VPR, o que certamente trará uma maior confiabilidade nas análises, além de reduzir conservadorismos desnecessários.

No que diz respeito aos métodos de avaliação estrutural e de fratura, sabe-se que métodos simplificados de engenharia produzem resultados conservadores. Análises mais refinadas usando-se modelagem da geometria trincada, por elementos finitos, permitem uma previsão mais precisa da localização e do tempo real do evento de clivagem durante um transitório assim como uma estimativa precisa do crescimento estável de trinca que ocorre antes da clivagem (Bass et al, 2000).

No estudo do comportamento de vasos de pressão de reatores nucleares do tipo PWR, sob condições de choque térmico pressurizado, o presente trabalho contribui, de modo inédito, em três aspectos fundamentais neste tipo de avaliação, quais sejam a confecção de trincas, a realização dos testes e o estudo da mecânica de fratura.

1. Confecção de trincas

Foi desenvolvida uma metodologia inovadora que permitiu obter trincas que refletissem, de modo consistente, o comportamento de trincas naturais em vasos de pressão.

2. Realização de testes

Para obter conclusões que possam ser extrapoladas para as condições reais de funcionamento de um VPR foi desenvolvido um teste inédito contemplando um

modelo de VPR em escala térmica contendo trincas reais e um procedimento de teste para produzir um transitório térmico presumido em um LOCA.

3. Utilização de Curva Mestra

Como visto, o comportamento de fratura de um VPR tem sido estudado pela metodologia do ASME. No entanto esta metodologia, é muito conservadora (Ross et al, 2000; Rintamaa et al, 2001; Wallin et al, 2001; Brumovski et al, 2001). Para obter conclusões mais realistas, foi utilizada, de forma inédita, a metodologia da Curva Mestra para caracterização da tenacidade a fratura para iniciação e parada de trinca.

Desta forma, os objetivos específicos deste trabalho são os seguintes:

1 - Desenvolver uma metodologia para obtenção de trincas na parede de um modelo de um VPR

Nos estudos experimentais de choque térmico pressurizado, uma dificuldade é a confecção de trincas nos modelos utilizados. Diversos trabalhos têm apresentado diferentes alternativas para a obtenção de trincas semi-elípticas em modelos para estudos de PTS, porém, em virtude das grandes dimensões destes modelos, a aplicação dos procedimentos propostos requer o uso de equipamentos pesados, o que torna estes experimentos extremamente caros. Além disso, as condições de obtenção destas trincas, fazem com que elas apresentem características diferentes das trincas reais encontradas em inspeções de VPR.

Desenvolveu-se uma nova metodologia com o objetivo principal de obter trincas com características das trincas reais e de reduzir os custos e simplificar as operações para obtenção destas trincas no modelo utilizado no experimento de choque térmico pressurizado.

2 - Realizar um experimento de choque térmico pressurizado no modelo de um VPR; com descontinuidades reais (trincas)

Para a realização do experimento de choque térmico pressurizado, foi construída uma seção de testes constituída de:

- um modelo do vaso de reator, projetado com base em cálculos termo-hidráulicos realizados por Barroso (1995), com diâmetro externo de 500 mm,

altura de 1000 mm e espessura de parede de 85 mm. Usou-se a metodologia descrita no item 3.4 para obter 5 trincas longitudinais na parede deste vaso, em locais previamente determinados. O vaso de pressão foi instrumentado com extensômetros elétricos, termopares e medidores de pressão para acompanhamento e controle do experimento;

- uma placa que envolve o vaso de pressão (placa defletora), cuja finalidade é criar um espaço homogêneo entre si e o vaso de pressão dirigindo a água de refrigeração durante o choque térmico;
- uma estrutura em aço carbono de 5 metros de altura, a qual sustenta dois reservatórios de água com um volume total de 10 m³. Cada reservatório tem tubulações independentes de PVC (Policloreto de vinila), de 250 mm de diâmetro, as quais descem verticalmente e, após redução do diâmetro para 70 mm, terminam horizontalmente na placa defletora.

O vaso de pressão foi aquecido, por meio de resistências elétricas internas, à temperatura de 300 °C com pressão interna de aproximadamente 15 MPa. A alimentação elétrica foi então cortada e o vaso submetido a um resfriamento rápido de sua superfície externa, por meio de injeção de água a 8 °C, por gravidade, na região entre o vaso e a placa defletora.

3 - Fazer um estudo comparativo dos resultados experimentais, em termos de comportamento das trincas, com aqueles previstos por meio de diferentes procedimentos de análise e de avaliações baseadas na Mecânica da Fratura

Foram feitas análises iniciais (análises pré-teste) usando as condições de contorno propostas para o experimento. A distribuição de temperaturas na parede do vaso foi obtida por meio de cálculos termo-hidráulicos feitos pelo código RELAP5/MOD3.2.2 γ (Relap5, 1999). A distribuição de tensões foi obtida por cálculo termo-estrutural pelo método de elementos finitos usando o código Ansys 7.01 (Ansys, 1989). Os fatores de intensidade de tensões (K_I) foram calculados por meio de diferentes procedimentos, em função das dimensões das trincas, obtidas, por sua vez, por ensaios de ultra som. Os fatores de intensidade de tensão críticos para iniciação de trinca (K_{Ic}) foram obtidos usando-se a metodologia da Curva Mestra e os fatores de intensidade de tensão críticos para

parada de trinca (K_{IA}) foram obtidos por método indireto utilizando-se resultados de teste de impacto Charpy (Wallin, 2003; Planman, 1997). Para cada tempo durante o transitório foram determinados os valores de (K_I), (K_{Ic}) e (K_{IA}) em toda a espessura da parede do vaso. Construíram-se, então, gráficos de profundidade crítica de trinca com os quais pôde-se prever durante todo o evento de choque térmico, os pontos de iniciação e parada de trinca. Após o experimento de choque térmico, o modelo do vaso foi submetido a exame destrutivo das regiões trincadas. Observou-se, então, as superfícies de fratura determinando-se os pontos que apresentaram crescimento de trinca. Os resultados destes exames foram comparados com as previsões feitas nas análises pré-teste.

Foram feitas análises finais (análises pós-teste), utilizando-se as condições reais do experimento para comparação com as previsões feitas nas análises pré-teste.

4– Analisar criticamente as metodologias para avaliação de PTS

Com base na análise dos resultados obtidos, comparar as metodologias utilizadas na avaliação de integridade estrutural de vasos de pressão de reatores nucleares do tipo PWR e propor melhorias de modo a torná-las menos conservadoras.

2. FUNDAMENTOS TEÓRICOS E REVISÃO DA LITERATURA

2.1. Introdução

Neste capítulo será feita uma revisão de alguns temas importantes que irão fundamentar o desenvolvimento deste trabalho. No item 2.2 apresenta-se o comportamento das tensões térmicas na parede de um vaso de pressão de um reator PWR durante os regimes de aquecimento e resfriamento do mesmo. Nos itens 2.3 e 2.4 apresentam-se os conceitos básicos para a determinação da Curva Mestra e a metodologia para obtenção do fator de intensidade de tensões crítico para parada de trinca com base na análise dos resultados experimentais de Ensaio Charpy. No item 2.5 são feitas comparações entre as curvas de referência de tenacidade à fratura do código ASME e da ASTM justificando o conservadorismo da curva baseada na RT_{NDT} . Em seguida, no item 2.6, apresenta-se o fenômeno *Warm prestressing (WPS)* que, sob condições específicas, aparentemente melhora a resistência à fratura de uma estrutura. Por fim, no item 2.7, apresentam-se as abordagens para avaliação de choque térmico pressurizado em vasos de pressão de reatores PWR e os esforços da comunidade científica para melhor entender como fatores específicos influenciam o comportamento de falhas sob condições de carregamento de choque térmico pressurizado.

2.2. Tensões térmicas na parede do VPR

Tensões térmicas são de grande interesse em sistemas nucleares em razão da magnitude dos valores envolvidos. Uma queda brusca de temperatura em uma região da parede grossa de um VPR causa contração de uma parte da mesma, ao passo que a seção adjacente, que não está totalmente exposta à variação de temperatura, impede esta contração gerando tensões térmicas em toda a seção (DOE, 1993).

As operações de aquecimento e resfriamento do VPR e a adição de água ao sistema de refrigeração do reator podem causar significativas variações de

temperatura e induzir consideráveis tensões térmicas. Procedimentos operacionais são definidos para reduzir tanto o valor quanto a frequência destas tensões. As taxas de aquecimento e resfriamento de componentes bem como as temperaturas para operação de sistemas e as temperaturas específicas para determinadas pressões de operação são limitadas a valores específicos com o objetivo de minimizar as tensões térmicas.

A pressão do sistema de refrigeração exerce sempre tensões de tração na parede interna do VPR, ao passo que tensões devidas a gradientes de temperatura podem ser tanto de compressão quanto de tração. O tipo de tensão é uma função da espessura da parede e da variação de temperatura (resfriamento ou aquecimento). Durante o aquecimento do sistema, a temperatura da parede externa fica menor que a temperatura da parede interna.

As tensões circunferenciais produzidas pelo gradiente de temperatura e pela pressão do sistema durante o aquecimento são mostradas na FIG. 2.

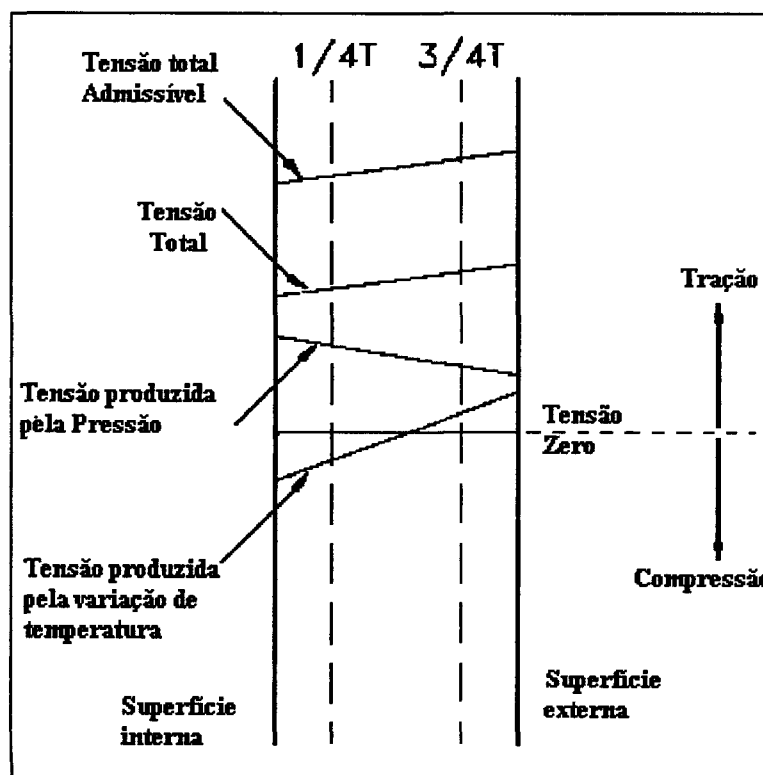


FIGURA 2 - Perfil de tensões durante o aquecimento do VPR (DOE, 1993)

Durante o aquecimento as tensões produzidas pela pressão do sistema são de tração e as tensões produzidas pelo gradiente térmico variam de compressão para tração. Pode-se notar que na profundidade de $\frac{1}{4}$ da espessura estas tensões são de compressão. Na profundidade de $\frac{3}{4}$ da espessura, entretanto, as tensões produzidas pela temperatura e pela pressão são de tração e tendem a se somar.

Na FIG. 3, são mostrados os perfis de tensão circunferencial obtidos durante o resfriamento do sistema, no qual a parede interna resfria mais rápido do que a externa. Observa-se que na profundidade de $\frac{3}{4}$ da espessura as tensões produzidas pela pressão do sistema são de tração e as tensões produzidas pelo gradiente de temperatura são de compressão. Na profundidade de $\frac{1}{4}$ da espessura as tensões são de tração, somando-se portanto.

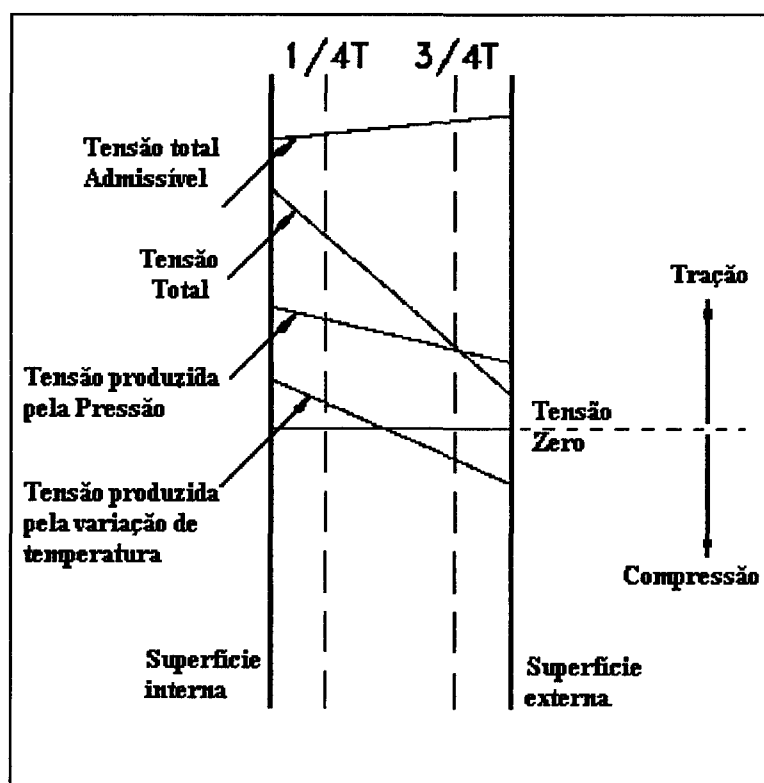


FIGURA 3 - Perfil de tensões durante o resfriamento do VPR (DOE, 1993)

2.3. Curva Mestre (*Master Curve*)

Para a análise de fratura usando a mecânica de fratura elástica linear, a tenacidade à fratura do material deve ser corretamente avaliada. Esta análise tem

sido feita por meio de curvas de referência baseadas em uma abordagem que utiliza um parâmetro de normalização e indexação do material, RT_{NDT} , o qual é baseado em ensaios de impacto Charpy e queda de peso. Em muitos casos, o parâmetro de indexação é muito conservador em relação à tenacidade real do aços ferríticos de vasos de pressão de reatores nucleares (Kim et al, 2002).

O ensaio Charpy é muito prático e fácil, mas, por si só, não fornece valores de tenacidade à fratura. Assim, o método da Curva Mestra como um método direto de determinar a tenacidade à fratura de aços de vasos de pressão tem sido investigado por um grande número de pesquisadores nos últimos anos.

O comportamento médio dos valores de tenacidade na região de transição, expressos em termos de $K_{JC,med}$ (fator de intensidade de tensões equivalente), é caracterizado pela Curva Mestra proposta por Wallin (1996):

$$K_{JC, med} = 30 + 70 \cdot \exp[0,019(T - TK_{IC})] \quad (1)$$

O posicionamento desta curva é determinado pela temperatura T_0 (temperatura de referência), correspondente ao valor mediano de $K_{JC,med}$ de $100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, obtido por meio de testes de corpos-de-prova de espessura unitária (1T, sendo $T = 1 \text{ in}$).

Por ser obtida por meio de valores experimentais, esta curva possibilita posicionar os valores de tenacidade sem o uso de correlações empíricas como, por exemplo, a temperatura de referência de ductilidade nula (RT_{NDT}). Por causa da dispersão inerente aos resultados de testes de mecânica de fratura na região de transição dúctil-frágil, estes são tratados por meio da Distribuição de Weibull de 3 parâmetros, o que permite estabelecer limites de confiança para os valores de tenacidade.

O princípio da Curva Mestra baseia-se em 3 proposições:

- uma única expressão descreve toda a transição;
- expoente $m = 4$ (baseado em observações experimentais), usado na distribuição de Weibull, ajusta os valores medidos para os aços ferríticos;
- princípio do “elo-mais-fraco” serve para normalizar os valores de tenacidade para uma espessura unitária.

Com o intuito de limitar a plastificação na ponta da trinca e validar os resultados dos ensaios, a norma ASTM E1921-00 (ASTM E 1921-00, 2001) impõe um valor limite de tenacidade, mostrado na EQ. 2, a seguir:

$$K_{JC,lim} = \sqrt{\frac{\sigma_e E b_0}{M}} \quad (2)$$

Sendo:

σ_e é o limite de escoamento do material à temperatura de teste;

b_0 é o ligamento remanescente;

M é uma constante que garante o nível adequado de restrição plástica na ponta da trinca.

Alguns aspectos relativos à metodologia da Curva Mestra ainda não estão totalmente esclarecidos, entretanto um grande número de resultados experimentais com corpos-de-prova de diversas geometrias e tamanhos mostra que a forma da Curva Mestra descreve corretamente o comportamento da tenacidade à fratura em uma larga faixa de temperaturas.

2.4. Determinação experimental da Tenacidade à fratura para parada de trinca

A tenacidade à fratura para parada de trinca, K_{IA} , é definida como o máximo valor do fator de intensidade de tensões no qual a propagação de uma trinca em crescimento é interrompida. Em uma estrutura de aço, a trinca em crescimento pode parar em razão do gradiente de tenacidade à fratura, resultante, por exemplo, de gradientes de temperatura, ou como consequência de diminuição de carregamento na ponta da trinca causada pela propagação da mesma (Wallin, 2003). Os valores de K_{IA} são tipicamente um pouco menores do que aqueles de K_{IC} na mesma temperatura. Em um caso extremo os valores podem se sobrepor ou mesmo a tenacidade para parada de trinca pode ser significativamente menor do que a tenacidade para iniciação do crescimento da trinca. A razão entre os valores de tenacidade à fratura para a parada e iniciação de trinca pode variar dependendo do aço, embora algumas normas assumam uma razão constante entre esses valores.

Várias quantidades têm sido usadas para caracterizar a tenacidade à fratura para parada de trinca. Para a maioria dos aços ela pode ser medida seguindo a norma ASTM que dá um procedimento direto para a determinação de K_{IA} . Alternativamente, K_{IA} pode ser estimado indiretamente usando métodos de teste baseados na determinação da temperatura de transição de ductilidade nula (NDTT).

No procedimento direto o fator de intensidade de tensões para parada de trinca é calculado tomando-se por base o comprimento de trinca e a carga correspondente durante a execução do teste. Os valores obtidos são definidos como K_{IA} se alcançarem os requisitos da norma (ASTM E 1221-96, 1996). Estes valores de K_{IA} representam uma quantia estimada para a tenacidade à fratura para parada de trinca e é diretamente comparável com a tenacidade à fratura de iniciação de trincas, K_{IC} . A dependência de K_{IA} com a temperatura pode ser descrita por uma função do mesmo tipo daquela usada para a iniciação de trinca (K_{IC}), apresentada na EQ. 3, na qual K_{IA} é a tenacidade estimada para parada de trinca e TK_{IA} é a temperatura de referência correspondente a $K_{IA} = 100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ (Wallin, 2003; Planman, 1997).

$$K_{IA, \text{med}} = 30 + 70 \cdot \exp[0,019(T - TK_{IA})] \quad (3)$$

Medidas indiretas são tipicamente usadas para estimar o comportamento da parada de trinca em estruturas e componentes sob carregamento, fornecendo, por exemplo, a máxima temperatura na qual a propagação de uma trinca não é parada em um corpo-de-prova (teste de queda de peso). Estes testes fornecem a NDTT que caracteriza K_{IA} qualitativamente. A maioria dos testes indiretos normalizados são relativamente simples e podem usar corpos-de-prova menores do que aqueles requeridos para a medida direta.

Um terceiro modo de estimar K_{IA} , embora não muito usado ainda, é baseado na análise de gráficos de força versus deflexão (ou tempo), obtidos nos ensaios Charpy instrumentados (Planman et al, 1997; Wallin, 2003).

O sinal dos transdutores de força obtido nos ensaios Charpy instrumentados de amostras de aços ferríticos, na região de transição, indicam pontos de iniciação e parada de trinca frágil (F_u e F_a), como apresentado na FIG. 4.

A estimativa da tenacidade para parada de trinca com base em F_a só é possível para aços que exibem parada de trinca na região de transição. O critério de transição para parada de trinca no ensaio Charpy pode ser selecionado de duas maneiras: pela energia absorvida e pela força para parada de trinca. Wallin (2003) usa o critério da força para parada de trinca, $F_a = 4\text{N}$, para a estimativa de K_{IA} . Apesar dos valores de F_a apresentarem, para alguns aços, grande dispersão em relação à temperatura, esta relação pode ser descrita adequadamente, na maioria dos casos, pela EQ. 4 (Wallin, 2003; Planman, 1997):

$$F_a = 4 \exp\left(\frac{T - T_{Fa4}}{A}\right) \quad (4)$$

Sendo:

T_{Fa4} , a temperatura para parada de trinca relativa a $F_a = 4\text{N}$;

T , a temperatura de teste;

A , parâmetro de ajuste da curva.

A relação proposta por Wallin (2003) é a seguinte: $T_{KIA} = T_{Fa4} + 12\text{ °C}$ com desvio padrão de 13 °C .

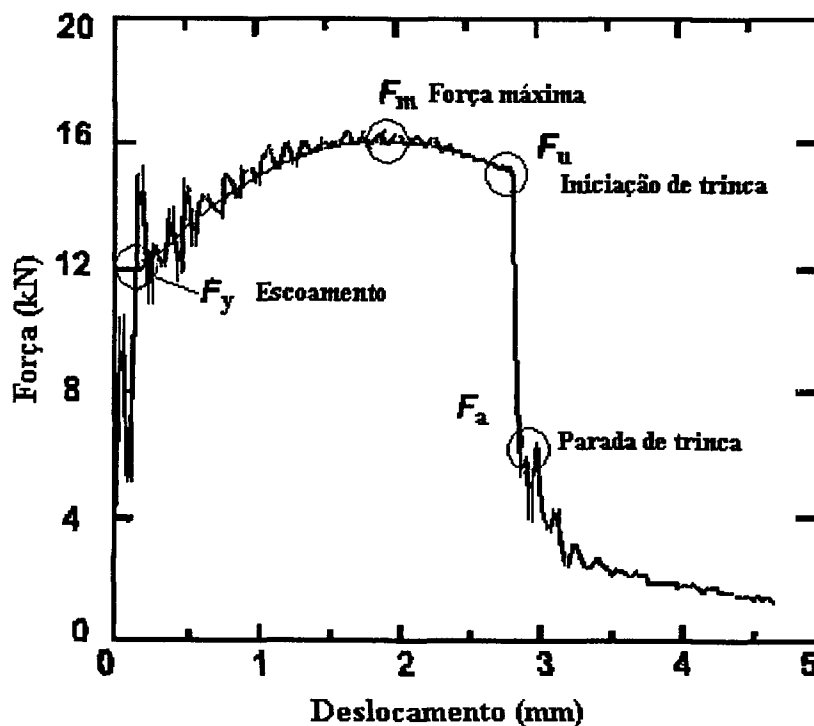


FIGURA 4 - Gráfico de força versus deslocamento obtido no ensaio Charpy instrumentado (Wallin, 2003)

2.5. Conservadorismo no uso da RT_{NDT}

Como a variação da tenacidade do material do VPR é um dado de grande importância na avaliação da sua integridade, os conceitos de mecânica de fratura são usados pela norma ASME, seções III e XI, para:

- permitir operação adequada e segura de vasos de pressão de reatores nucleares;
- avaliar resultados de inspeções em serviço;
- avaliar transitórios de operação e seus efeitos na integridade do VPR.

A curva K_{IC} (EQ. 5) do código ASME caracteriza a tenacidade à fratura de aços de vasos de pressão para iniciação estática de trinca e a curva K_{IR} (EQ. 6) também do código ASME caracteriza a parada dinâmica de trincas para diversos tipos de aços ensaiados em diversas temperaturas (Anderson, 1995).

$$K_{IC} = 33,2 + 2,806 e^{[0,020(T - RT_{NDT} + 100)]} \quad (5)$$

$$K_{IR} = 26,8 + 1,233 e^{[0,0145(T - RT_{NDT} + 160)]} \quad (6)$$

A curva K_{IC} e a curva K_{IR} representam uma envoltória inferior dos resultados de ensaios em diversos vasos de pressão. Estas curvas são obtidas com base em procedimentos que utilizam um parâmetro de normalização e indexação, a Temperatura de Referência de Ductilidade Nula (RT_{NDT}). A RT_{NDT} é determinada com base na combinação da Temperatura de Transição de Ductilidade Nula (NDTT) obtida em ensaios de queda de peso e propriedades obtidas em ensaios de impacto Charpy V, por exemplo, energia absorvida. Em muitos casos este parâmetro é excessivamente conservador em relação à tenacidade à fratura real dos aços ferríticos utilizados em vasos de pressão (Rosinski e Server, 2000; Wallin et al, 2001).

Tanto o código ASME (ASME, 1998) quanto o código ASTM (ASTM E 1921-00, 2001) definem uma curva de referência de tenacidade à fratura normalizada em termos de temperatura de referência. A grande diferença entre os dois procedimentos é a definição da RT_{NDT} , definida independentemente da medida direta da tenacidade à fratura.

Embora a norma ASME para determinação da temperatura de referência dos aços tenha se aperfeiçoado muito nos últimos anos em virtude dos avanços na tecnologia de mecânica de fratura, o desenvolvimento da MFEP tem tornado possível determinar valores de tenacidade à fratura usando amostras muito menores utilizando valores medidos de K_{IC} . Estes avanços têm tornado possível definir uma temperatura de transição de referência diretamente de medidas de tenacidade à fratura linear elástica ou elastoplástica, isto é, a tecnologia da Curva Mestra.

Para estabelecer as curvas de referência de tenacidade à fratura do ASME, valores de tenacidade elástica linear medidos em diversos aços foram traçados em função de $(T - RT_{NDT})$, em que T é a temperatura de teste. Para assegurar que todos os valores de tenacidade medidos se posicionassem acima da curva foi traçada uma envoltória inferior aos dados existentes. A curva de referência K_{IC} do código ASME e a curva de contorno de 5% obtida pela ASTM são ambas limites inferiores para os dados de tenacidade. Entretanto, a maneira na qual estes limites inferiores foram determinados apresenta diferenças significativas. Como já mencionado, a curva K_{IC} é um contorno inferior para todos os dados de uma série de aços de vasos de pressão, ao passo que o contorno da Curva Mestra é obtido estatisticamente, baseado em medições de um material específico. A forma e localização da curva K_{IC} é construída com amostragem relativamente pequena ao passo que a distribuição de medidas em relação ao contorno da curva ASTM é previsível e descrita pelos parâmetros de Weibull.

O método de teste da ASTM foi desenvolvido especificamente para fornecer a medida da temperatura de transição da tenacidade à fratura considerando o tamanho do corpo-de-prova, taxa de deformação (próximo da faixa de taxa de carregamentos estáticos), e geometria do entalhe (pré-trinca de fadiga) de modo que a Curva Mestra forneça uma previsão mais confiável do comportamento real do material.

2.6. O Fenômeno “Warm prestressing”

Uma estrutura trincada, pré-carregada em elevadas temperaturas (geralmente na temperatura do patamar superior), seguida de um descarregamento e resfriamento a temperaturas abaixo da temperatura de

transição, apresentará um aumento aparente do valor de tenacidade em baixa temperatura, considerando que o pré-carregamento teria elevado o fator de intensidade de tensões K_I a um valor mais alto do que a tenacidade à fratura do material (K_{IC}), na mesma temperatura (McGowan, 1979). Este fenômeno que aparentemente melhora a resistência à fratura de uma estrutura, sob condições específicas, é conhecido como efeito *Warm prestressing (WPS)*.

Efeitos benéficos na tenacidade a baixas temperaturas podem ser obtidos tanto no caso de um único descarregamento parcial (ou nenhum descarregamento), antes do resfriamento, ou mesmo durante descarregamento e resfriamento simultâneos.

Com base em diversos experimentos feitos em corpos-de-prova de tenacidade à fratura pode-se demonstrar que o fenômeno existe, e quase sem exceção, foram percebidos efeitos benéficos. Isto nos leva ao princípio do *WPS*: após uma pré-carga inicial, não ocorrerá fratura enquanto a temperatura estiver caindo, desde que o fator de intensidade de tensões permaneça constante ou esteja reduzindo (McGowan, 1979, Picles e Cowan, 1983). Este fenômeno pode ser relevante para VPR em eventos de choque térmico pressurizado, quando tensões térmicas são geradas na parede dos vasos. Em tais situações a região trincada do vaso estaria sujeita a cargas e temperaturas que, em testes de laboratório, teriam sido observados efeitos benéficos do *WPS*. Portanto, por inferência, a resistência ao crescimento de trinca durante tais eventos poderia ser maior do que é geralmente assumida em análises de tamanho crítico de trincas.

Em situações de falha nota-se, entretanto que os efeitos do *WPS* dependem do aumento da tensão de escoamento que usualmente ocorre com a redução da temperatura. Conseqüentemente outros fatores que aumentam a tensão de escoamento tais como fragilização por radiação e por envelhecimento térmico devem ser considerados.

Os dois fatores principais que podem causar o fenômeno de *Warm prestressing* são o aumento da tensão de escoamento com a redução de temperatura e a criação de uma zona plástica compressiva na ponta da trinca durante descarregamento da estrutura (Picles e Cowan, 1983).

Para uma determinada trinca na parede do vaso do reator, durante um choque térmico, o fator de intensidade de tensões (K_I) varia como mostrado na FIG. 5.

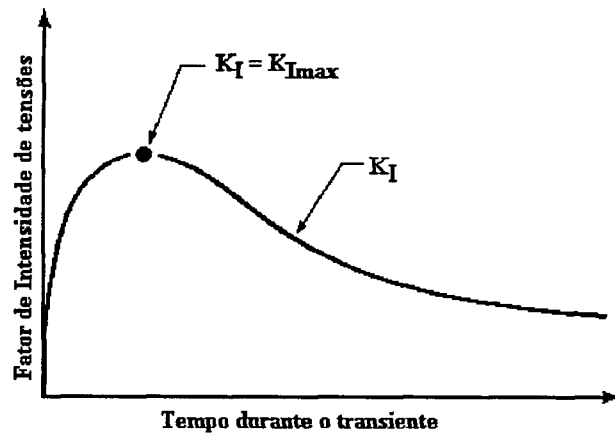


FIGURA 5 - Variação de K_I com o tempo para uma trinca durante o choque térmico (McGowan, 1979)

Nota-se que K_I chega a um máximo no início do transitório e depois reduz monotonicamente. De acordo com a mecânica de fratura elástica linear (MFEL), trincas irão crescer quando K_I exceder K_{IC} . Entretanto, de acordo com o princípio do *Warm prestressing* K_I deve exceder K_{IC} antes de alcançar o seu máximo. Caso contrário, K_I irá decrescer com o tempo e o crescimento de trinca não irá ocorrer.

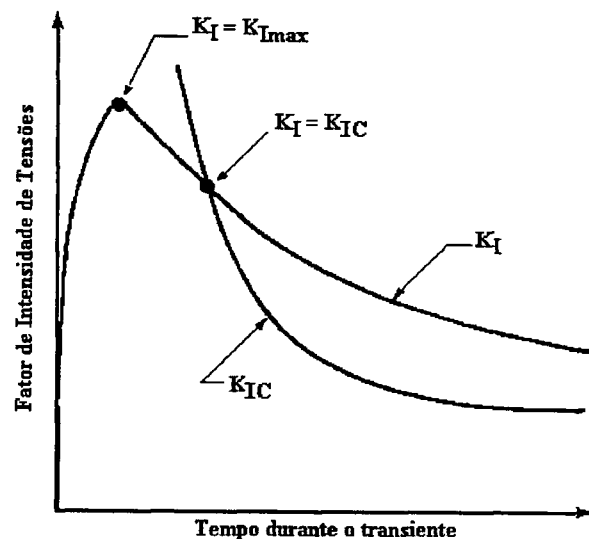


FIGURA 6 - Variação de K_I e K_{IC} com o tempo para uma trinca profunda durante o choque térmico (McGowan, 1979)

Uma trinca profunda na parede do vaso de pressão dificilmente irá crescer porque o máximo K_I ocorre antes que K_I exceda K_{IC} (FIG. 6). Isto se deve ao fato de que a ponta da trinca ainda está quente quando ocorre o máximo valor de K_I .

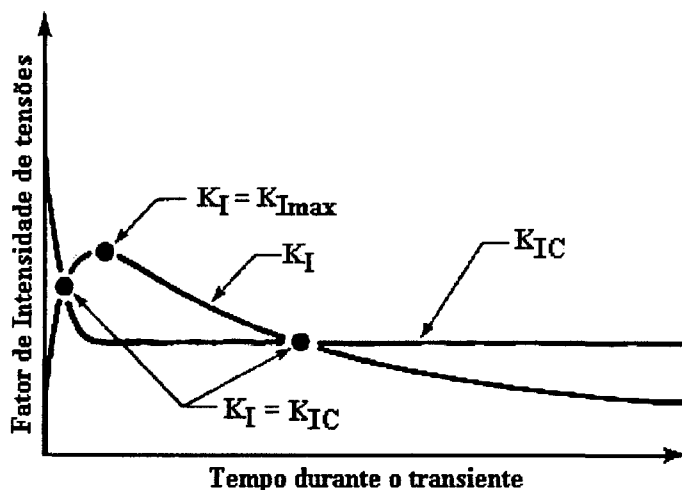


FIGURA 7 - Variação de K_I e K_{IC} com o tempo para uma trinca rasa durante o choque térmico (McGowan, 1979)

Uma trinca rasa pode iniciar seu crescimento antes de ocorrer o máximo valor de K_I porque sua ponta está mais próxima da superfície em resfriamento durante o choque térmico. Estas trincas iniciadas, crescem até encontrarem uma região mais quente do material. Elas irão crescer novamente, a menos que K_I decresça até um valor abaixo do valor de K_{IC} ou que o máximo de K_I já tenha passado e este esteja caindo com o tempo (FIG. 7).

2.7. Abordagens para avaliação de choque térmico pressurizado

As avaliações de integridade de VPR podem ser realizadas usando tanto abordagens determinísticas quanto probabilísticas. Na abordagem probabilística selecionam-se as variáveis de entrada do problema (densidade de descontinuidades, tenacidade à fratura, Temperatura de Referência - RT_{NDT} , etc.) as quais são modeladas por uma distribuição de probabilidade (III Seok, 2001; BASS et al, 2000). Estas variáveis são então amostradas para milhares de vasos de pressão para calcular a probabilidade de falha condicionada ao transitório especificado. Estas avaliações representam um processo de várias etapas, envolvendo a seleção de transitórios, cálculos termo-hidráulicos, postulação de descontinuidades, análise estrutural e avaliações de mecânica de fratura, entre

outros (Pugh e Bass, 2000). Atualmente os pesquisadores têm usado abordagens probabilísticas para o cálculo da probabilidade condicionada de ocorrência de eventos tais como iniciação e propagação de trincas e falhas nos vasos de pressão (Dickson e Mallick, 2000). Estas pesquisas têm mostrado que as probabilidades de iniciação de trinca e de falhas em VPR são maiores nos casos da existência de trincas axiais quando comparados com a existência de trincas circunferenciais (Bass et al, 1999). Isto se deve à ocorrência de altos valores de tensões de abertura das trincas axiais o que implica altos valores de fatores de intensidade de tensões.

A abordagem determinística é baseada em análises das descontinuidades selecionadas com localização, geometria e dimensões definidas e que estão sujeitas a certos transitórios postulados no VPR. Os resultados obtidos após análise destas descontinuidades e transitórios são comparados com os requisitos preconizados em normas e códigos específicos de cada país (Moirenaux et al, 2001; Kim et al, 2002; Houdulac et al, 1999; Jhung et al, 1999). Pesquisadores de diversos laboratórios, têm concentrado seus esforços na realização de análises estruturais e de fratura de VPR's utilizando resultados de análises termo-hidráulicas, propriedades de materiais e de mecânica de fratura e características de descontinuidades reais e postuladas. Têm conduzido experimentos em protótipos com escala próxima à real para melhor entender como fatores específicos influenciam o comportamento de falhas sob condições de carregamento de choque térmico pressurizado (Bass et al, 2000).

Alguns destes experimentos têm como objeto de estudo a aplicabilidade dos conceitos de fratura em estruturas de seções grossas ao passo que outros têm como objetivo estudar fatores específicos associados a carregamentos de PTS (por exemplo, caracterização do defeito, condições de restrição, tensões residuais, etc.) e, por fim, outros têm estudado um conjunto destes fatores em um único experimento. Os resultados obtidos por meio destes experimentos têm contribuído significativamente para confirmar a aplicabilidade da metodologia de mecânica de fratura na avaliação de integridade de VPR e para o desenvolvimento e atualização de códigos computacionais e normas técnicas (Taylor et al, 2001). A aplicabilidade destas metodologias no estudo de eventos de fratura por clivagem tem sido relativamente bem demonstrada no que diz respeito à iniciação e parada de trincas, a efetividade do fenômeno *Warm*

prestressing, etc. Baseado em resultados de testes mais recentes alguns fatores que influenciam o VPR sob condições de choque térmico, tais como efeitos de restrição, especialmente em temperaturas na região de transição; efeitos de cargas multiaxiais e modelamento de regiões de cladding e soldas têm recebido atenção adicional de pesquisadores.

Historicamente, testes em protótipos com escala próxima à real e estudos analíticos associados têm servido como um catalisador para aumentar a colaboração internacional e formar redes internacionais de avaliação e desenvolvimento da tecnologia de vasos de pressão de reatores nucleares. Nos últimos dez anos, houve um aumento na colaboração entre países da Europa, Ásia e USA, especialmente no que se refere ao estudo de PTS. Em 1989 foi criado o projeto FALSIRE (Fracture Analysis of Large-scale Internacional Reference Experiments) que envolvia um grande numero de pesquisadores de varias organizações internacionais de pesquisa com o objetivo de avaliar o conservadorismo das varias metodologias de avaliação de segurança de VPR's (BASS et al, 1999). O projeto NESC (Network for Evaluating Structural Components) reuniu um grande número de organizações internacionais de pesquisa para avaliar todos os aspectos do processo de integridade estrutural (metodologias de fratura, determinação de propriedades de material, capacidades de inspeção e técnicas experimentais) por meio de diversos experimentos de PTS (Taylor et al, 2001). O projeto NESC-I foi iniciado em 1997 e completado em 2000. No projeto NESC-II, iniciado em 1999, foram conduzidos dois experimentos de grande escala e os resultados estão sendo analisados. O projeto NESC-III foi iniciado em 2000 para estudar a aplicação de procedimentos integrados de avaliação de integridade estrutural em soldas.

Dois projetos analíticos foram completados recentemente para avaliar as metodologias aplicadas a VPR's sob condições de PTS. O primeiro projeto é o ICAS, *International Comparative Assessment Study*, que envolveu um grande número de membros internacionais com o objetivo de comparar previsões do comportamento de VPR sob condições de choque térmico pressurizado. O segundo, WPB (*WWER PTS Benchmark Exercise*) tem como objetivo examinar as metodologias empregadas na avaliação de integridade de vasos de pressão de reatores sujeitos a eventos de choque térmico pressurizado (Bass et al, 1999).

Estes esforços devem continuar para desenvolvimento futuro e melhor entendimento do comportamento de vasos de pressão de reatores nucleares sob condições de choque térmico pressurizado.

3. METODOLOGIA

3.1. Experimento de PTS com modelos de VPR em escala

Uma etapa importante na definição de uma metodologia para avaliação de PTS é a realização de um transitório de choque térmico para validação dos cálculos desenvolvidos por meio de códigos computacionais, com o objetivo de prever o comportamento do vaso de pressão com relação ao crescimento de trincas em sua parede, quando submetido aos carregamentos oriundos de uma queda brusca de temperatura. Este é um trabalho experimental árduo que engloba toda a caracterização mecânica e metalográfica do material de construção do modelo do vaso de pressão do reator, a construção e instrumentação do mesmo e a montagem de uma seção de testes capaz de simular, em tempo real, um transitório de choque térmico pressurizado.

O transitório de choque térmico pressurizado simulado neste experimento é um evento controlado, no qual, o vaso de pressão, aquecido a uma temperatura em torno de 300 °C (temperatura de operação de um reator nuclear do tipo PWR), com uma pressão interna em torno de 15 MPa, é resfriado por um volume de 10 m³ de água à temperatura de 8 °C.

O aquecimento até a temperatura de teste é obtido por meio de oito resistências elétricas de 4000 W cada, totalizando 32000 W de potência. A pressão interna é obtida pela vaporização da água contida no interior do vaso de pressão durante o aquecimento.

A água de refrigeração, à temperatura de 8 °C, em dois reservatórios posicionados em uma altura de 5 metros acima do vaso de pressão desce por gravidade por dois tubos de 250 mm de diâmetro. Para aumentar a velocidade da água, o diâmetro de 250 mm é então reduzido para 70 mm, forçando a mesma a passar em uma região estreita entre a superfície externa do vaso de pressão e uma placa que o envolve, denominada placa defletora (ver FIG. 20 e FIG. 21). As pressões, temperaturas e deformações são monitoradas e gravadas durante todo o evento por meio de equipamento próprio para aquisição dinâmica de dados.

3.2. Modelagem baseada em similaridade termo-hidráulica

O modelo do vaso de pressão de reator nuclear utilizado neste trabalho foi projetado por Barroso (1995). A princípio o modelo deveria ter uma similaridade geométrica com o vaso de pressão do reator nuclear de Angra II. Desta maneira um modelo em escala de 1/10 baseado nas dimensões do vaso de pressão de Angra II, teria as seguintes dimensões principais: Diâmetro interno = 500 mm; altura = 970 mm e espessura = 25 mm. Em simulações termo-hidráulicas com o código computacional ACIB-RPV do Instituto de Energia Atômica de Budapest, Hungria, observou-se que o tempo de resfriamento da parede deste modelo sob choque térmico, seria muito pequeno dificultando a medição de deformações e temperaturas, em virtude da resposta de frequência dos equipamentos de medição disponíveis. Desta maneira, procurou-se por meio de simulações termo-hidráulicas determinar uma espessura na qual se teria um resfriamento da parede externa do vaso (de uma temperatura 300 °C para uma temperatura em torno 50 °C na superfície externa) em um tempo suficiente para se fazer as medições necessárias. Determinou-se assim, uma espessura de parede de 85 mm e um tempo de resfriamento em torno de 3 minutos.

3.3. Seleção e caracterização do material do modelo do VPR

O material utilizado na fabricação do modelo do VPR foi o aço SAE 8620, forjado, sem tratamento térmico, isto é, no estado bruto de forja, denominado como estado "como recebido". Este aço foi selecionado por Barroso (1995), baseado na semelhança de sua composição química com a composição química do aço DIN 22 Ni Mo Cr 37, utilizado na fabricação do vaso de pressão do reator nuclear de Angra II.

3.3.1. Caracterização do aço SAE 8620

A determinação das propriedades físicas, mecânicas e de fratura do material é necessária, pois tais dados são usados como dados de entrada para as análises térmicas, estruturais e de mecânica de fratura durante as fases de pré e

pós-testes. Os resultados obtidos na caracterização do aço SAE 8620 serão apresentados no apêndice A.

3.3.2. Propriedades Físicas e Mecânicas

Os valores das propriedades físicas e mecânicas, tais como o módulo de elasticidade, o coeficiente de Poisson, o coeficiente de expansão térmica, condutividade térmica, o calor específico e densidade bem como sua variação com a temperatura foram obtidos em publicações especializadas (Metals Handbook, 1978).

3.3.3. Composição Química

A composição química do material do vaso (aço SAE 8620), foi determinada pelo CETEC - Fundação Centro Tecnológico de Minas Gerais, pelos seguintes métodos:

- C : pelo método de Combustão-LECO;
- Si : pelo método de Gravimetria;
- Mo, Cr, Ni e Mn: pelo método de EAA-chama.

Os elementos P, S e Cu foram determinados pelo CDTN pelo método de Fluorescência de raios X.

3.3.4. Ensaio de Tração

Os ensaios de tração foram feitos em máquina de tração universal INSTRON, de acordo com a norma ASTM E 8 (ASTM E 8-00b, 2001), no estado "como recebido". Estes ensaios foram feitos à temperatura ambiente e na temperatura de -7°C temperatura esta calculada de acordo com a norma ASTM E 1921-00 (ASTM E 1921-00, 2001) para a determinação da Curva Mestra. O gráfico de carga versus deslocamento foi obtido com um registrador gráfico, com uma velocidade do papel de 2 cm/min e a velocidade de aplicação da carga foi de 0,1 cm/min, o que resultou em uma taxa de deformação de $2,7 \times 10^{-4}\text{s}^{-1}$.

Os valores finais de limite de escoamento, limite de resistência, limite de ruptura e alongamento foram tomados como a média dos valores obtidos de 3 corpos-de-prova.

3.3.5. Propriedades de Fratura

3.3.5.1. Curvas de transição dúctil-frágil

Os corpos-de-prova foram retirados nas direções CR, RC e RL e testados a temperaturas entre -46°C e 199°C para o material no estado “como recebido”. O equipamento usado foi uma máquina de ensaios Charpy, marca Ametek, não instrumentada, com martelo de 27 kgf. Foram testados, em média, 40 corpos-de-prova para cada direção.

3.3.5.2. Determinação da temperatura de referência de ductilidade nula (RT_{NDT})

Para a determinação da temperatura de referência de ductilidade nula (RT_{NDT}) é necessária a obtenção da NDTT por meio de metodologia normalizada (ASTM E 208, 2000). Para tanto, foram utilizados 12 corpos-de-prova de dimensões $16 \times 50 \times 130 \text{ mm}^3$, testados em temperaturas entre -7°C e 24°C . O valor obtido para a NDTT foi 13°C . A temperatura RT_{NDT} determinada pela norma ASME (ASME NB 2321-2, 1998) foi de 28°C .

3.3.5.3. Determinação da temperatura de referência T_0 para iniciação de trinca

Para a determinação da Temperatura de Referência T_0 , seguiram-se os procedimentos descritos na norma ASTM E 1921-00 (ASTM E 1921-00, 2001). Os corpos-de-prova, num total de 10 para cada direção CR, RC e RL, foram confeccionados nas dimensões $10 \times 10 \times 55 \text{ mm}^3$.

As pré-trincas de fadiga foram feitas na máquina servo-hidráulica Instron, com cargas máximas e mínimas calculadas de acordo com as normas

ASTM E 1290/99 (ASTM E 1290, 2001) e ASTM E 813-89 (ASTM E 813, 1989), com onda senoidal de frequência de 40 Hertz. Os corpos-de-prova foram trincados em dois estágios, isto é, o comprimento final da pré-trinca (1 mm) foi obtido com valores de cargas máxima e mínima menores do que os valores das cargas usadas nos 2 mm iniciais.

O testes foram feitos pelo método de carregamento e descarregamento de acordo com a norma ASTM E 1820-99a (ASTM E 1820, 2001).

3.3.5.4. Determinação da temperatura de referência T_0 para parada de trinca

A temperatura de referência para parada de trinca foi determinada por método indireto. Foram testados 15 corpos-de-prova em temperaturas entre 0 °C e 80 °C. Utilizou-se a correlação introduzida por Wallin (Wallin et al, 2001; Wallin, 2003), para estimativa de K_{IA} com base na temperatura de transição baseada na força de parada de trinca, em ensaios Charpy instrumentados. A dependência de K_{IA} com a temperatura é descrita por uma função do mesmo tipo daquela que descreve a Curva Mestra para $K_{JC,med}$ em que T_{KIA} é a temperatura correspondente a $K_{IA,med} = 100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, dado na EQ. (1).

3.3.5.5. Análises metalográficas e de fraturas

Para a análise metalográfica ótica, as amostras do aço no estado “como recebido” foram retiradas em três direções, CR, RC e RL, de acordo com a norma ASTM E 399 – 97 (ASTM E 399, 2001). Em seguida, as amostras foram polidas e atacadas com solução nital a 3%, para observação em microscópio ótico.

As superfícies de fratura dos corpos-de-prova Charpy foram observadas em microscópio eletrônico marca JEOL, JSM 8200.

3.4. Confecção de trincas no modelo do VPR com desenvolvimento de metodologia para obtenção de trincas semi-elípticas

Nos estudos experimentais de choque térmico pressurizado, uma dificuldade é a confecção de trincas nos modelos utilizados. Diversos trabalhos têm

apresentado diferentes alternativas para a obtenção de trincas semi-elípticas em modelos para estudos de PTS, porém, por causa das grandes dimensões destes modelos, a aplicação dos procedimentos propostos requer o uso de equipamentos pesados tais como sistemas servo-hidráulicos de alta capacidade de carga (6,3 MN) e bombas que geram pressões na faixa de 2000 bar, o que torna estes experimentos extremamente caros.

Considerando-se os aspectos técnicos e econômicos acima mencionados, desenvolveu-se uma metodologia específica para a obtenção de trincas na parede do VPR.

A metodologia aqui apresentada foi desenvolvida com o objetivo de reduzir os custos e simplificar as operações para obtenção de trincas semi-elípticas em um modelo utilizado em um experimento de choque térmico pressurizado.

Nos itens seguintes, são descritos os principais efeitos levados em conta para o desenvolvimento desta metodologia, a qual será apresentada em seguida.

3.4.1. Efeitos do entalhe

A distribuição de tensões em um corpo no qual há uma descontinuidade qualquer não é uniforme na região desta descontinuidade e a tensão será maior, nesta região, do que a tensão média nos pontos mais distantes do corpo. Se a tensão na ponta do entalhe atingir o limite de escoamento do material, haverá uma deformação plástica localizada, a qual aliviará a tensão elástica limitando-a ao nível da tensão de escoamento do material (Vida Gomes, 1999). Se se considera um material frágil, tem-se uma grande concentração de tensões, pois, não haverá deformação plástica suficiente para aliviá-las.

Entretanto, o maior efeito do entalhe é a criação de um estado triaxial de tensões. Considerando uma chapa fina com um entalhe, submetida a uma tensão σ (menor que a tensão de escoamento - σ_{ys}), conforme mostrado na FIG. 8(a), vê-se que à medida que se afasta do entalhe, σ_y diminui causando um gradiente de deformação plástica na ponta do mesmo. Produz-se então uma tensão elástica σ_x que também decresce com o aumento da distância em relação à ponta do entalhe. Levando-se em consideração que só há tensão se houver restrição, e que na superfície da chapa a tensão é zero (não há restrição), pode-se afirmar

que a tensão na direção z (σ_z) é desprezível e que se tem um estado plano de tensões ($\sigma_z = \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0$).

No caso de uma chapa grossa (espessura relativamente grande comparada com o entalhe), não se pode desprezar a tensão na direção z , e portanto, tem-se um estado plano de deformações ou estado triaxial de tensões (FIG. 8(b) e FIG. 8(c)).

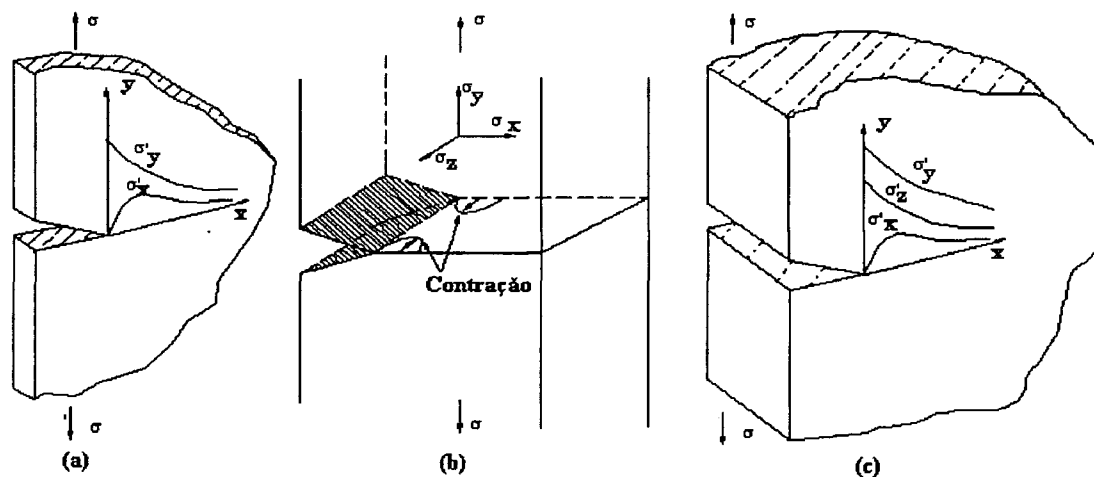


FIGURA 8 - Estados de tensões (Vida Gomes, 1999)

(a) Estado plano de tensões; (b) Estado plano de deformação

Próximo à ponta do entalhe, onde σ_y é maior, ocorre uma contração elástica (por causa do efeito do coeficiente de Poisson). Como a tensão não atua na área do entalhe, esta se concentrará na frente do mesmo. Assim, aparecerão tensões de tração (σ_z) na região contraída enquanto a área do entalhe manterá suas dimensões originais.

Como mencionado anteriormente, as superfícies da placa não são carregadas externamente e, conseqüentemente, σ_z será máximo no centro da chapa. Da mesma forma, são estabelecidas tensões de tração na direção x em razão da restrição à contração nesta direção. Tais tensões elevam o valor de σ_y para ocorrer o escoamento, o que pode ser explicado considerando-se o critério de Tresca para o escoamento. Por este critério, $\sigma_y = \sigma_1 - \sigma_3$ ou $\sigma_y = \sigma'_y - \sigma'_x$.

Se o corpo não tem um entalhe ($\sigma_z = 0$), $\sigma_y = \sigma'_y - 0$, o que significa que o escoamento ocorrerá quando a tensão σ'_y for igual à tensão de escoamento do

material. Se o corpo tem um entalhe, σ'_y deve ser maior para que tal escoamento ocorra. Quando ocorre um escoamento localizado, na ponta da trinca, há uma deformação plástica com volume constante e um conseqüente aumento de σ_x , o qual tem seu valor máximo na interface elasto-plástica. Com o aumento da tensão, a zona plástica move-se para o interior até que toda a região do entalhe se torne plástica, ocorrendo o colapso. Por causa da dificuldade de expansão da zona escoada na presença de tensões triaxiais no entalhe, a tensão de escoamento geral de um corpo entalhado é maior do que a tensão para o escoamento uniaxial.

3.4.2. Efeitos da temperatura

Aços de baixa liga e aços de baixo carbono assim como muitos outros metais de estrutura ccc (estrutura cúbica de corpo centrado), estão sujeitos à redução da energia de impacto absorvida, com a redução da temperatura (Quinan, 1999). Esta mudança é acompanhada pela transição de uma superfície de fratura de aparência fibrosa (fratura dúctil) para cristalina (fratura frágil). A temperatura na faixa de transição é chamada de temperatura de transição dúctil-frágil. As curvas de temperatura de transição (FIG. 9) são usadas para determinar a temperatura acima da qual a fratura frágil não ocorrerá em níveis de tensões elásticas.

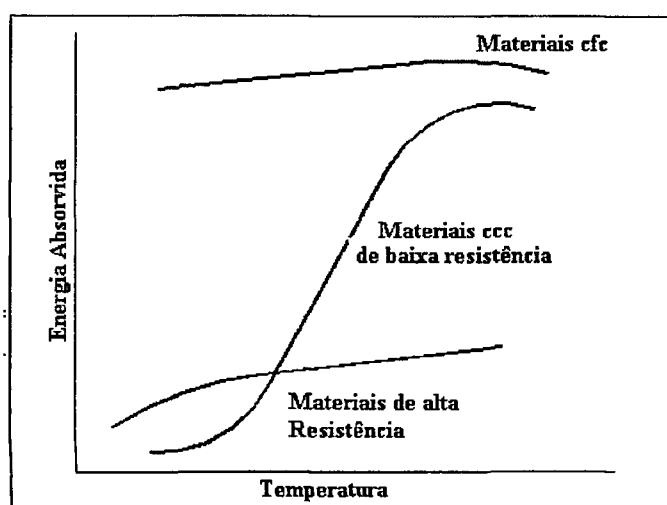


FIGURA 9 - Curvas de transição dúctil-frágil (Quinan, 1999)

Quanto menor a temperatura de transição, maior a tenacidade à fratura do material. No caso da curva apresentar uma queda acentuada, é feita uma distinção entre o patamar superior, zona de transição (queda brusca) e patamar inferior. Quando a queda brusca se estende sobre uma faixa de temperaturas mais larga, não existe uma definição geral válida da temperatura de transição. Em temperaturas abaixo da região de transição os aços ferríticos apresentam ductilidade nula, isto é, comportam-se de maneira tipicamente frágil e sua fratura ocorre por clivagem.

3.4.3. Efeitos da taxa de carregamento

As cargas de impacto provocam estados de tensão muito mais severos do que um carregamento quase estático, influenciando significativamente as respostas dos materiais a elas submetidos (Quinan, 1999).

Tem-se demonstrado que muitos materiais experimentam um aumento substancial no limite de resistência à tração quando submetidos a altas taxas de carregamento, as quais correspondem, na maioria, a velocidades acima de 7,5 metros por segundo. Para taxas de carregamento acima deste nível são produzidas pequenas variações no limite de resistência. O limite de escoamento geralmente aumenta com o aumento da taxa de carregamento. O efeito da velocidade de impacto no alongamento e na capacidade de absorção de energia varia muito em função do material. Três diferentes tipos de comportamento são ilustrados na FIG. 10, que mostra as curvas de alongamento (a) e energia de impacto (e), em função da velocidade de impacto.

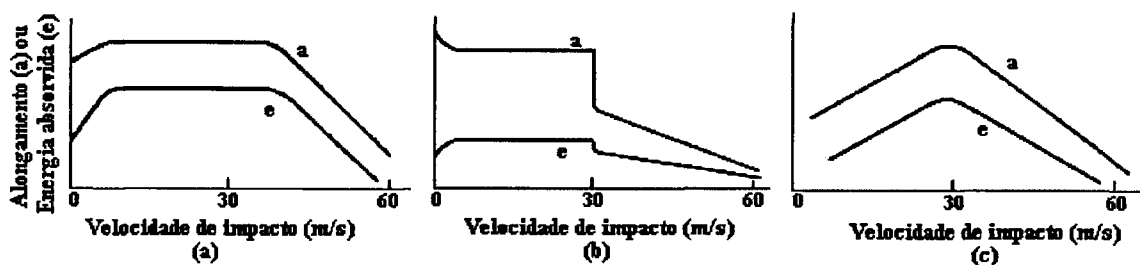


FIGURA 10 - Variação do alongamento (a) e da capacidade de absorção de energia (e) como função da velocidade de impacto para três materiais diferentes. (a) Aço 1020 recozido, (b) Aço 1045 esferoidizado, (c) aço 1020 laminado a frio (Quinan, 1999)

3.4.4. Passos para a obtenção de trincas na parede do modelo e VPR

Baseando-se no fato de que um estado triaxial de tensões, tal como existe em um entalhe, altas taxas de carregamento e baixas temperaturas reduzem sensivelmente a tenacidade à fratura de aços ferríticos, desenvolveu-se uma metodologia para a obtenção de trincas, descrita a seguir:

- Usinagem de um entalhe semi-elíptico na região onde se deseja obter a trinca

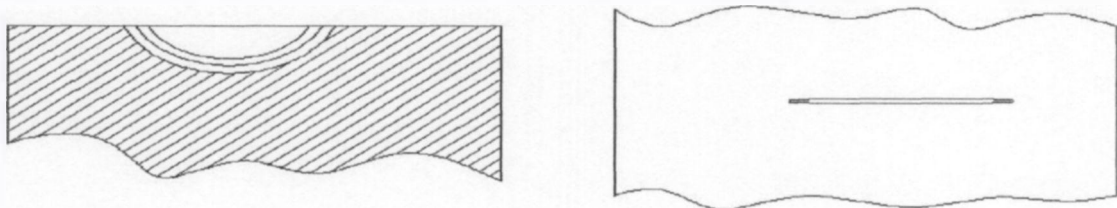


FIGURA 11 - Corte longitudinal na região do entalhe

Na FIG. 11 ilustra-se o entalhe, o qual é obtido por meio de usinagem usando-se primeiramente uma serra circular de espessura de 1,6 mm. Para se obter um entalhe mais agudo, uma segunda serra circular, de espessura 0,4 mm, é usada até a profundidade desejada.

Na FIG. 12 é mostrado o sistema projetado e construído para a usinagem do entalhe.



FIGURA 12 - Usinagem do entalhe na parede do modelo do vaso de pressão

- **Execução de cordões de solda nas laterais do entalhe**

Após a usinagem do entalhe procede-se à execução de cordões de solda longitudinais na superfície externa da parede do vaso paralelos ao entalhe e localizados bem próximos a ele, conforme ilustrado na FIG. 13. Estes cordões têm uma altura em torno de 17 mm e sua finalidade é transformar a carga de impacto originada pela queda de um peso, em esforços de tração que irão causar a abertura do entalhe e, conseqüentemente, o crescimento de trinca.

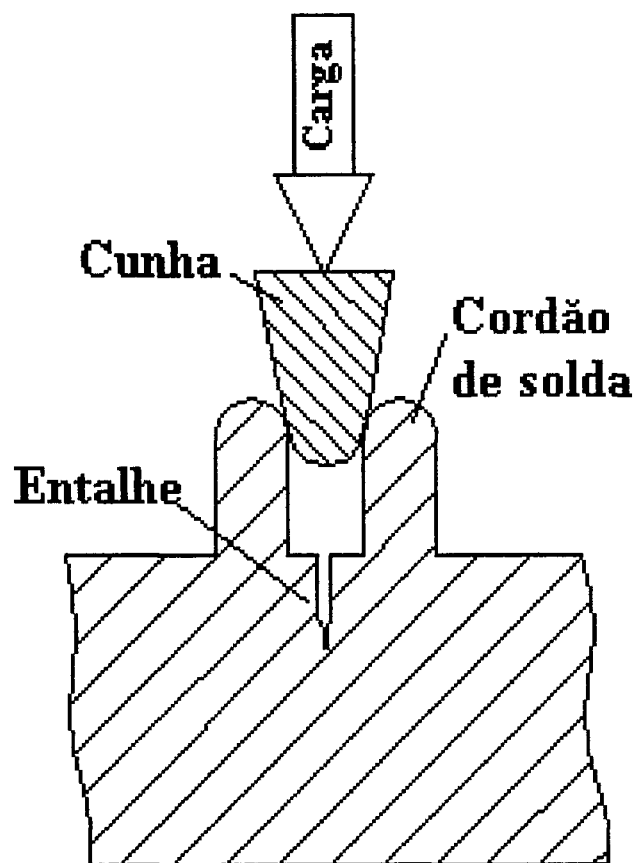


FIGURA 13 - Corte transversal na região do entalhe mostrando os cordões de solda, a cunha e a direção de aplicação de carga

Apresenta-se na FIG. 14(a) uma foto do entalhe entre dois cordões de solda na superfície externa da parede do modelo do vaso de pressão e na FIG. 14(b) uma vista lateral dos cordões após a usinagem de suas extremidades.

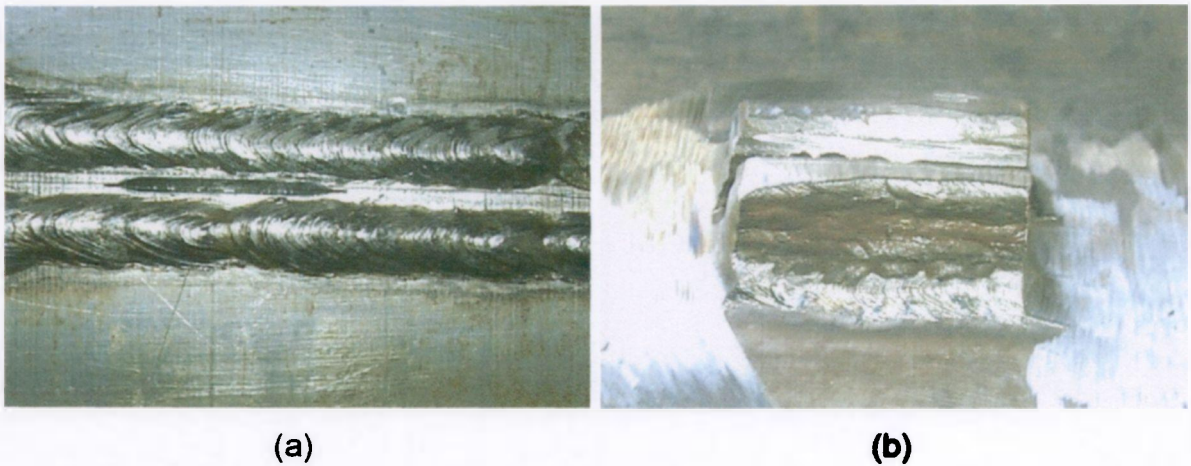


FIGURA 14 - (a) entalhe e os cordões de solda na parede do modelo do vaso de pressão, (b) vista lateral dos cordões após a usinagem de suas extremidades

- **Montagem do sistema de queda de peso**

Na FIG. 15(a) apresenta-se o sistema de queda de peso montado sobre o modelo do vaso de pressão. O sistema foi projetado para fornecer uma energia de impacto suficiente para o crescimento de trinca desejado, em uma determinada temperatura. Na FIG. 15(b) apresenta-se uma vista do peso posicionado sobre a região do entalhe.



FIGURA 15 - (a) sistema de queda de peso montado sobre o modelo do vaso de pressão, (b) vista do peso posicionado sobre a região do entalhe

- **Resfriamento da região do entalhe com nitrogênio líquido**

Para resfriar a região do entalhe com temperaturas abaixo da faixa de transição dúctil-frágil, usou-se nitrogênio líquido o qual foi alimentado manualmente durante o período de resfriamento. A temperatura foi controlada por termopares na superfície interna do modelo do vaso de pressão. Na FIG. 16 apresenta-se a alimentação manual de nitrogênio líquido durante o resfriamento.



FIGURA 16 - Refrigeração da região do entalhe

- **Carregamento de impacto e abertura da trinca**



FIGURA 17 - Peso posicionado sobre a cunha após o impacto

Quando a região do entalhe atinge a temperatura adequada, o peso é liberado sobre a cunha que está previamente posicionada entre os cordões de solda. A cunha é comprimida contra os cordões de solda, os quais impõem cargas de tração na frente do entalhe causando um crescimento de trinca no modo I de abertura. Na FIG. 17, apresenta-se o sistema de queda de peso posicionado sobre a cunha, após do impacto.

3.5. Obtenção de trincas na parede do vaso de pressão

Utilizando-se a metodologia apresentada no item 3.4, foram feitas cinco trincas longitudinais na parede do modelo de vaso de pressão. Os entalhes nos quais se iniciam as trincas foram usinados a 400 mm da borda superior do vaso, espaçados igualmente na direção circunferencial do mesmo. Apresenta-se na FIG. 18, a localização das trincas na parede do vaso de pressão, ao longo do costado.

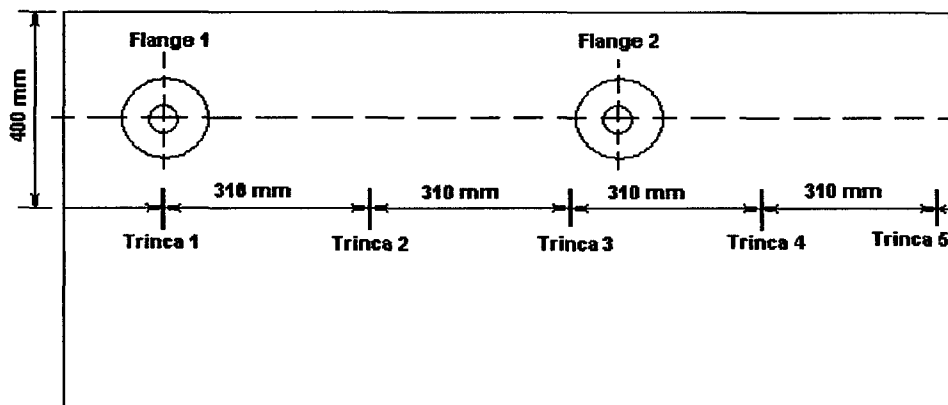


FIGURA 18 - Esquema de localização das trincas no vaso de pressão

Para determinar as dimensões e a localização das trincas na parede do modelo utilizou-se dois tipos de ensaios não destrutivos. Para se localizar as trincas na superfície do modelo e determinar os seus comprimentos utilizou-se o ensaio por partículas magnéticas com o equipamento Contour Probe, modelo DA 400 e pó magnético branco seco, visível a olho nu. Para determinação das profundidades e também do comprimentos da trincas utilizou-se o ensaio por ultra-som com o equipamento Panametrics Epoch 2 e cabeçotes angulares de

4 MHz, marca Krautkramer. A técnica utilizada foi a técnica de difração do feixe sônico.

3.6. Projeto e instalação de um seção de teste do modelo do VPR sob PTS

Para a execução do teste de choque térmico pressurizado foi necessário construir uma seção de testes capaz de armazenar 10 m^3 de água de refrigeração a uma temperatura de $8 \text{ }^\circ\text{C}$ e de liberá-la automaticamente no momento do teste. Deste modo, construiu-se uma estrutura em aço carbono de 5 metros de altura, a qual sustenta dois reservatórios de água de 5 m^3 cada. De cada reservatório sai um tubo de PVC de 10 polegadas de diâmetro, que desce verticalmente (FIG. 19) e, após redução do diâmetro para 70 mm, termina horizontalmente na placa defletora, conforme mostrado na FIG. 20 e na FIG. 21. Estes dois tubos têm o objetivo de injetar água vinda dos reservatórios, no espaço entre a placa defletora e a superfície externa do vaso de pressão, após o acionamento semi automático das válvulas de descarga, posicionadas no fundo de cada reservatório.

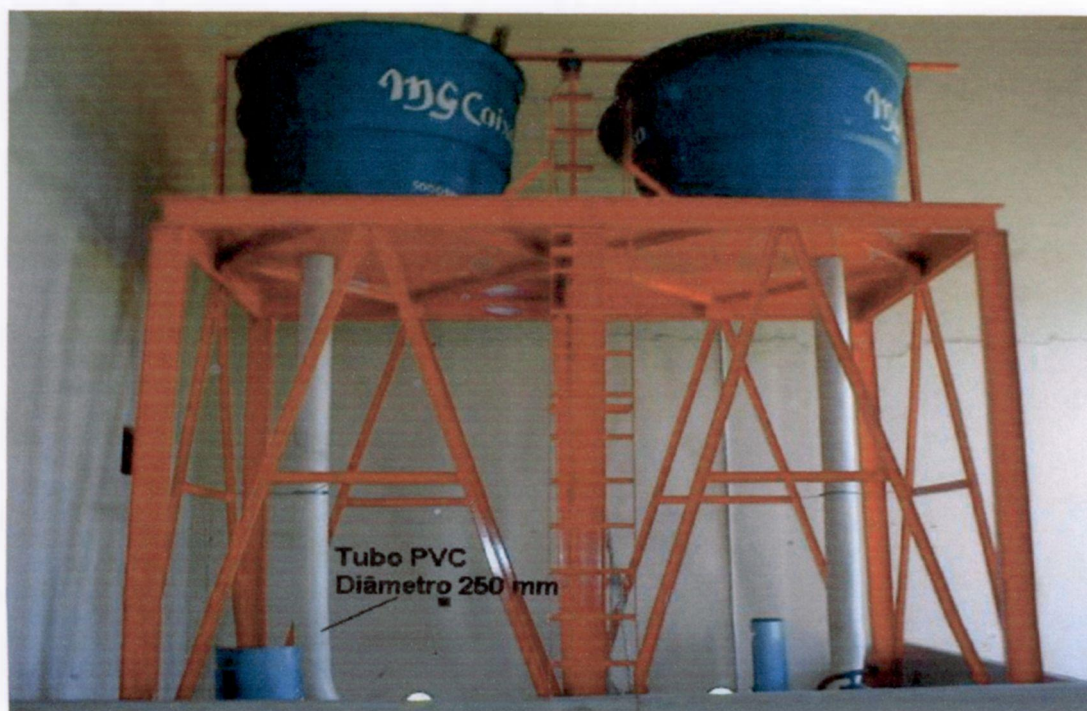


FIGURA 19 - Seção de testes de Choque Térmico Pressurizado

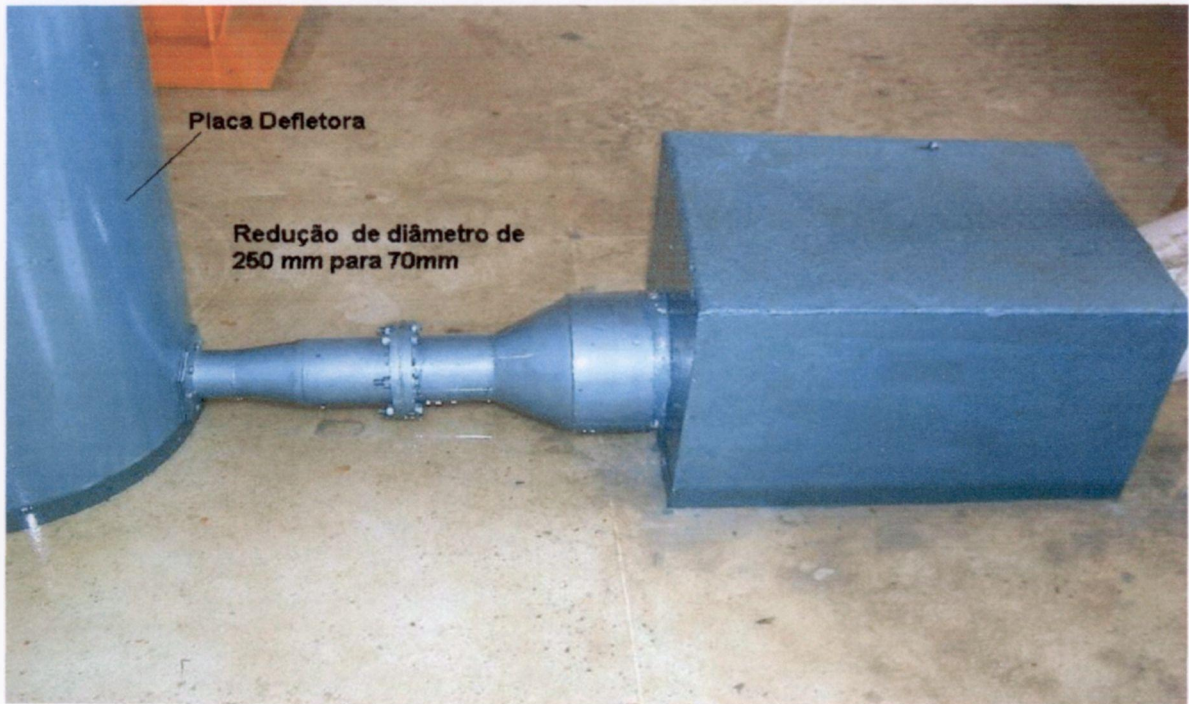


FIGURA 20 - Redução dos diâmetros dos tubos de injeção de água na placa defletora



FIGURA 21 - Vista do piso da seção de testes antes da instrumentação do vaso

3.7. Construção do modelo do vaso de pressão

O modelo do vaso de pressão de reator nuclear foi construído com um tarugo de aço SAE 8620, no estado bruto de forja, com diâmetro de 500 mm e comprimento de 1300 mm. Este modelo, apresentado na FIG. 22(a) e na FIG. 22(b), foi usinado com diâmetro externo de 495 mm, altura de 1100 mm (incluindo a tampa) e espessura de parede de 85 mm.



(a) Vista lateral

(b) Vista de cima

FIGURA 22 - Vaso de pressão

As dimensões e o material utilizado na construção do modelo foram indicadas por Barroso (1996). Foram soldados dois flanges diametralmente opostos na altura de 760 mm, os quais foram usados para passagem de cabos de extensômetros e termopares instalados internamente.

3.8. Instrumentação do modelo do vaso de pressão

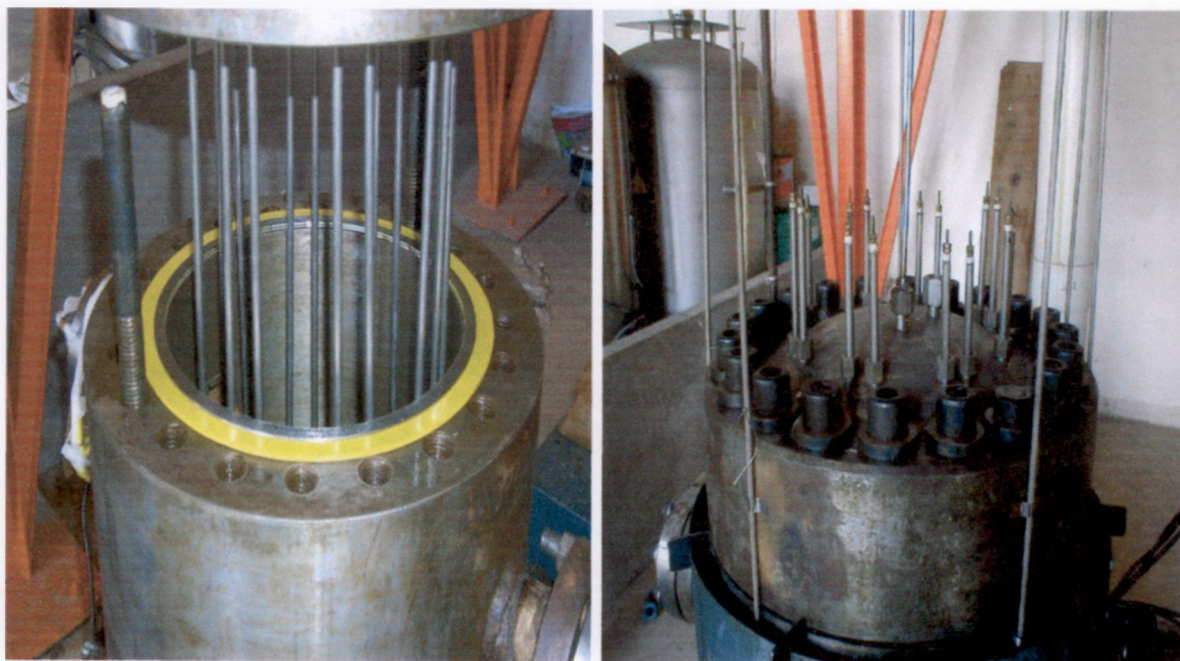
O modelo do vaso de pressão foi instrumentado de modo a registrar as temperaturas e as tensões circunferenciais e axiais em pontos previamente escolhidos. A pressão interna foi registrada durante todo o evento por meio de um

transdutor de pressão especialmente projetado para tal fim. O modelo foi aquecido por resistências elétricas, que foram controladas por controlador elétrico.

3.8.1. Aquecimento e controle da temperatura

O aquecimento do vaso foi feito por meio de 8 resistências elétricas de 4000 W cada. Apresenta-se na FIG. 23(a) e 23(b) a parte superior do vaso de pressão onde se vê as resistências elétricas durante e depois da montagem.

A temperatura foi controlada por meio de um termopar fixado à superfície externa do vaso e um controlador automático de temperaturas. Para diminuir a perda de calor para o ambiente durante o aquecimento, foi construída uma estufa em alumínio, a qual envolve todo o vaso. Esta estufa foi retirada instantes antes da execução do teste de choque térmico pressurizado.

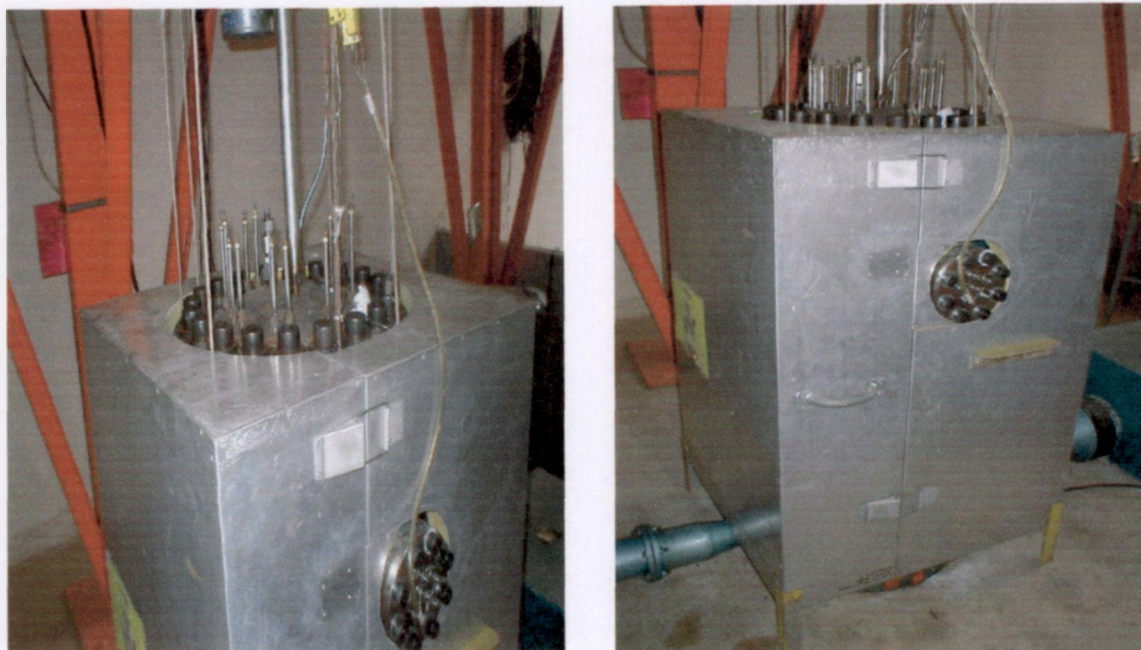


(a) Montagem interna

(b) Montagem externa

FIGURA 23 - Montagem das resistências elétricas no modelo

Apresenta-se na FIG. 24(a) e 24(b) o modelo do vaso de pressão isolado termicamente para diminuir as perdas de calor para o ambiente durante o aquecimento.



(a) Vista de cima

(b) Vista lateral

FIGURA 24 - Modelo do vaso de pressão isolado termicamente

3.8.2. Medição de temperatura

O vaso foi instrumentado com 12 termopares com os seguintes objetivos:

- medir a distribuição de temperatura na parede do vaso durante o choque térmico;
- determinar as diferenças de temperaturas externas entre a parte superior e a inferior do vaso.

Os termopares para medição da distribuição de temperaturas na parede do vaso são do tipo K, de diâmetro de 0,5 mm, encapsulados em aço inoxidável e foram calibrados para temperaturas de 100 °C, 200 °C e 300 °C. Os termopares usados para medição das temperaturas externas nas partes inferior e superior do vaso são do tipo J. Em um dos reservatórios de água foi colocado um termopar do tipo K para medir a temperatura inicial da água de refrigeração.

Para a medição da distribuição de temperaturas na parede do vaso, foram colocados 10 termopares arranjados horizontalmente na altura do centro dos entalhes das trincas. Cinco termopares foram instalados nas profundidade de 0 mm, 10 mm, 20 mm, 30 mm e 40 mm tomando-se por base a superfície interna.

Outros cinco termopares foram instalados nas profundidades de 0 mm, 5 mm, 10 mm, 20 mm e 30 mm tomando-se por base a superfície externa do modelo. A FIG. 25 apresenta um flange lateral por onde saem 5 termopares para medição de temperatura no interior do modelo.

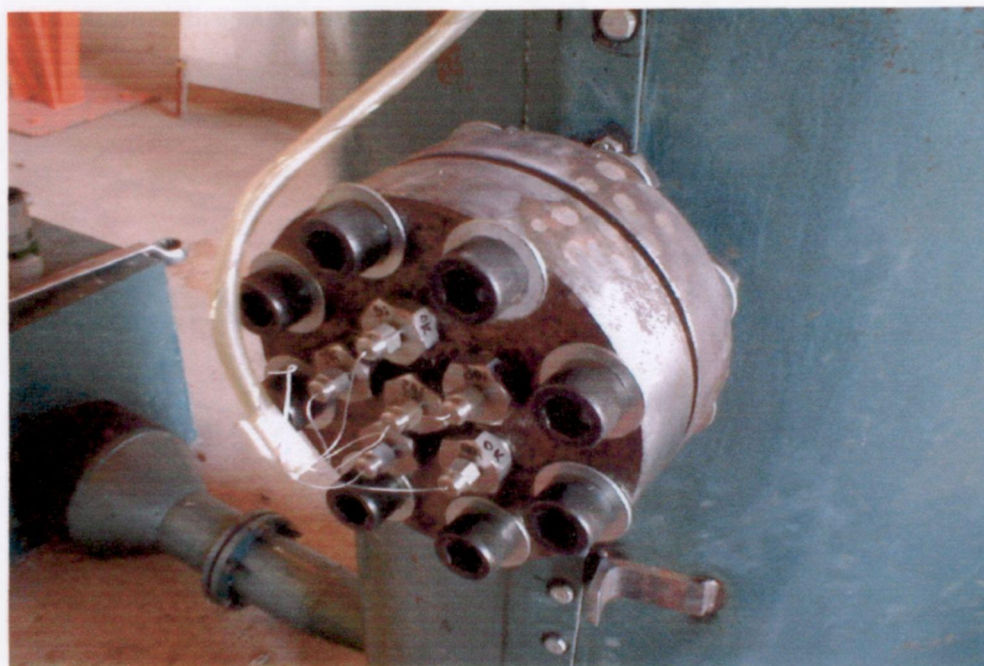


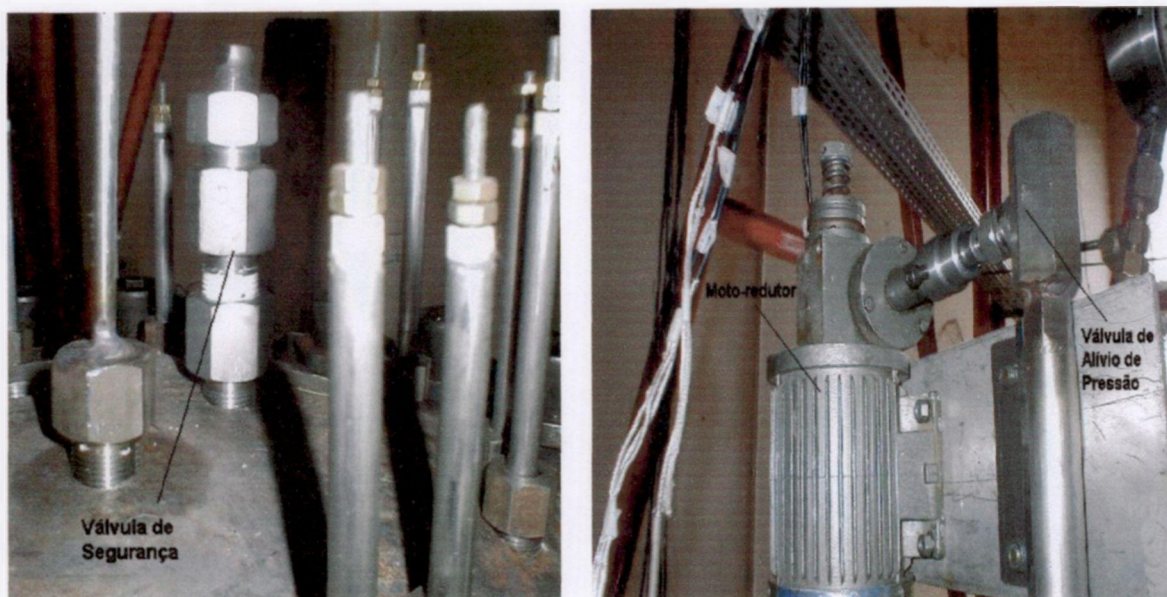
FIGURA 25 - Flange lateral com termopares para medição de temperatura interna do modelo

3.8.3. Controle de pressão durante o teste

O controle da pressão foi feito por meio de uma válvula de alívio de pressão, a qual foi projetada e construída especialmente para este fim, por causa da dificuldade de se encontrar no mercado válvulas de baixa vazão e alta pressão. Essa é uma válvula de agulha acionada semi-automaticamente por um motor-reductor.

Utilizou-se também uma válvula de segurança para despressurização em caso de emergência.

Apresenta-se na FIG. 26(a) e 26(b) as válvulas de alívio de pressão e de segurança montadas na tampa do vaso de pressão.



(a) Resistências elétricas e válvula de segurança

(b) Válvula de alívio e moto-reductor

FIGURA 26 - Válvulas de segurança e de alívio de pressão

3.8.4. Medição de pressão

Para a medição de pressão foram usados um manômetro comercial para pressão máxima de 20 MPa e um transdutor de pressão especialmente projetado para pressões até 15 MPa, mostrados na FIG. 27, abaixo.

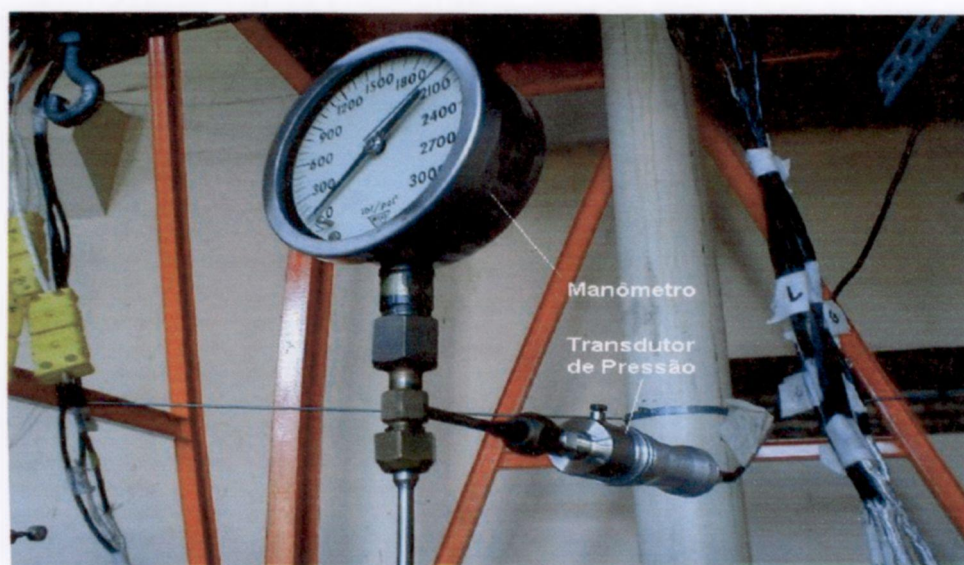


FIGURA 27 - Manômetro e transdutor de pressão

3.8.5. Medição de deformações e detecção de crescimento de trinca

Em virtude do alto preço dos extensômetros encapsulados para alta temperatura, optou-se por usar extensômetros não encapsulados e desenvolver proteções específicas para substituir o encapsulamento. Foram feitos testes para se determinar o comportamento destes extensômetros, sob carregamento, durante o aquecimento e resfriamento à temperatura de 300 °C. Baseando-se nos resultados desses testes concluiu-se que os extensômetros poderiam ser usados na temperatura de teste desde que protegidos superficialmente por cola cerâmica própria para instalações extensiométricas. A instalação de extensômetros sobre as trincas visou determinar qualquer crescimento de trinca que pudesse ocorrer durante o choque térmico. Foram instalados 21 extensômetros no modelo. Internamente foram instalados 7 extensômetros, sendo um extensômetro na direção circunferencial para cada trinca e um extensômetro na direção longitudinal. Estes extensômetros, por estarem sujeitos a pressão e imersos em água, foram envolvidos por uma proteção de aço inoxidável e por borracha de silicone para altas temperaturas. Os cabos elétricos foram protegidos até o exterior do vaso de pressão por tubos de aço inoxidável de 6 mm de diâmetro. Todos foram localizados a 400 mm abaixo da borda superior do modelo, exatamente abaixo do centro do entalhe das trincas.

Apresenta-se na FIG. 28(a) e 28(b) um extensômetro dentro da proteção de aço inoxidável e após proteção por borracha de silicone.



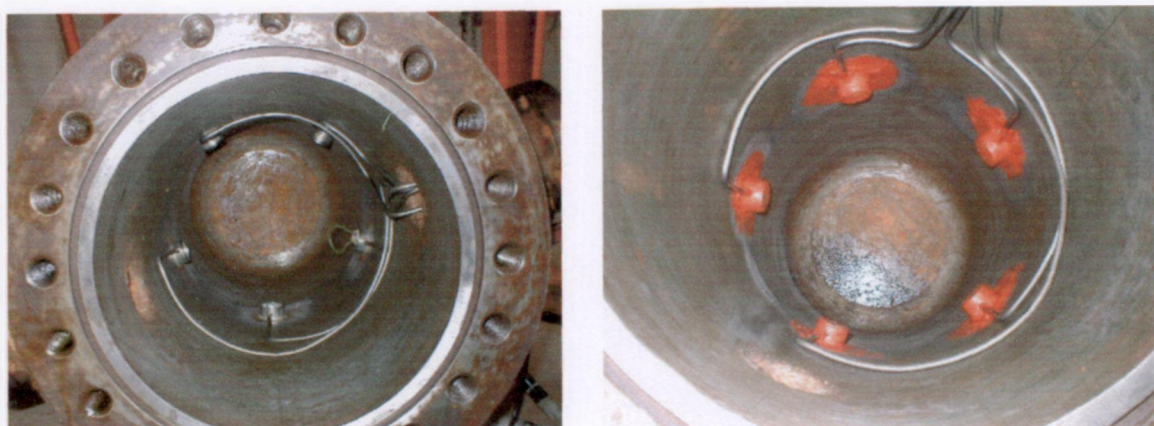
(a) Extensômetro dentro da proteção de aço inoxidável



(b) Instalação protegida por borracha de silicone

FIGURA 28 - Detalhe da instalação extensométrica no interior do modelo

Apresenta-se na FIG. 29(a) e 29(b) uma vista de toda a instalação extensométrica interna, antes e depois da proteção com borracha de silicone.



(a) Após instalação dos extensômetros

(b) Após proteção com silicone

FIGURA 29 - Vista da instalação extensométrica interna

A instalação extensométrica externa foi feita utilizando-se 3 extensômetros para cada trinca. Assim, foi instalado um extensômetro em cada extremidade e um no centro de cada trinca. Os cabos elétricos também foram protegidos por um tubo de aço inoxidável de 6 mm de diâmetro e por borracha de silicone para altas temperaturas. A FIG. 30 apresenta a instalação extensométrica externa sobre uma trinca. Observa-se 3 extensômetros sobre a trinca, cujo perfil é realçado em cor branca por partículas magnéticas.

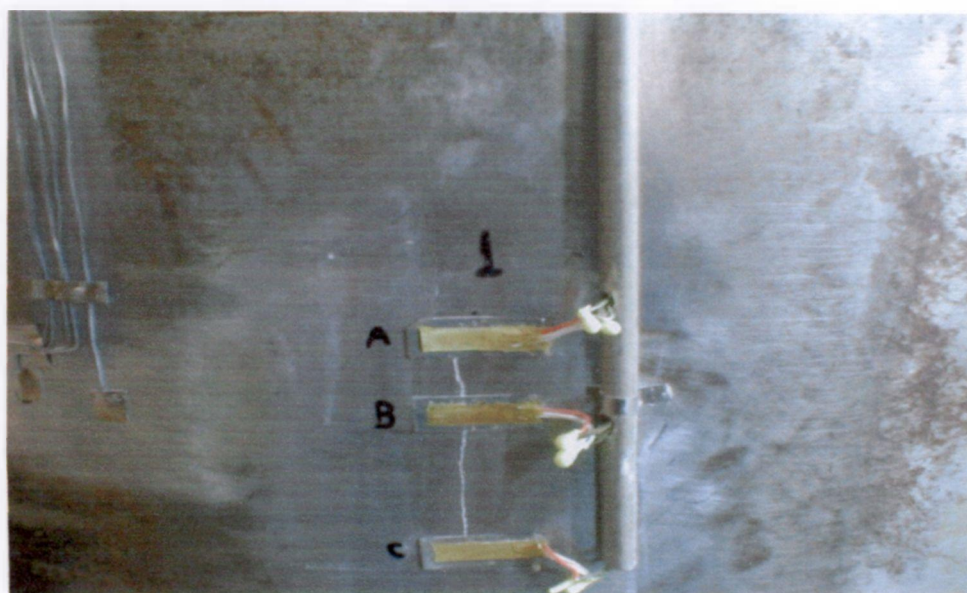


FIGURA 30 - Instalação extensométrica externa

3.8.6. Outros

Foram feitos testes preliminares de emissão acústica com o intuito de determinar os ruídos gerados pela vibração causada pelo fluxo de água durante o choque térmico. Com base nos resultados desses testes pôde-se determinar a viabilidade do uso da técnica de emissão acústica para determinação de crescimento de trincas durante o choque térmico.

Antes da usinagem do vaso, o material foi inspecionado com ultra-som, com o objetivo de determinar possíveis descontinuidades nele existentes.

Depois de pré-trincado, o vaso foi novamente submetido a exame por ultra-som para a determinação da geometria e localizações das trincas na parede do vaso. Foi executado também exame por partículas magnéticas para a determinação da forma e localização das trincas na superfície do vaso.

3.8.7. Montagem e verificação final

Após a instrumentação e conexão de todos os cabos elétricos o vaso foi submetido a teste hidrostático à temperatura ambiente para verificação do funcionamento da instrumentação. Mostra-se na FIG. 31(a) o vaso de pressão instrumentado e na FIG. 31(b) o vaso instrumentado e isolado termicamente



(a) Modelo do vaso instrumentado



(b) Modelo do vaso isolado termicamente

FIGURA 31 – Vaso de pressão instrumentado

3.9. Análises pré-teste

A análise pré-teste, por definição, é a análise feita antes da execução do PTS, com o objetivo de prever o crescimento das trincas existentes na parede do vaso, durante o transitório de choque térmico. As dimensões e localizações destas trincas foram obtidas por meio de testes de ultra som, utilizando-se a técnica de difração do feixe sonoro. Foram feitas análises térmicas e estruturais, com o objetivo de se obter os perfis de temperaturas e de tensões na parede do vaso durante o transitório, os quais, juntamente com os resultados dos testes de ultra som, serviram de subsídio para os cálculos de mecânica de fratura e a construção de diagramas de profundidade crítica de trincas.

Em todas as análises conduzidas os métodos numéricos e os programas de computador neles baseados foram utilizados como ferramentas para avaliação dos diversos casos estudados. Assim, não serão apresentadas discussões teóricas sobre o desenvolvimento, aplicação e validade desses métodos numéricos nem sobre os programas de computador. Na apresentação das análises efetuadas serão indicadas as referências pertinentes aos programas de computador utilizados que, por sua vez, chamam as referências dos métodos nos quais seu desenvolvimento e validação foram baseados.

3.9.1. Análises termo-hidráulicas

Foi feita uma análise termo-hidráulica usando o código RELAP5/MOD3.2.2 γ (Palmieri et al., 2002), para diversas condições de vazão com o objetivo de se determinar a seção de escoamento na qual se teria uma maior taxa de resfriamento do vaso de pressão e de se obter os perfis de temperatura nas superfícies interna e externa da parede do modelo durante o transitório.

A FIG. 32 apresenta esquematicamente a nodalização da montagem experimental de choque térmico pressurizado. Observa-se que apenas um dos circuitos de injeção de água está representado na figura, embora o outro circuito projetado também tenha sido considerado nos cálculos.

Basicamente, o esquema de nodalização é composto pelo interior do vaso de pressão (volume 100) e sua região anular (volume 110) e pelo sistema de injeção de água, constituído de dois tanques de injeção, representados pelos

volumes 210 (1-5) e 310 (1-5), e de suas respectivas tubulações, representadas pelos volumes 210 (6-19) e 310 (6-19). Para evitar a formação de vácuo no espaço deixado pela água, durante o esvaziamento das linhas de injeção, foi considerada uma atmosfera de ar, representada pelos volumes 200 e 300, sobre cada um dos tanques de água. Outra atmosfera, sobre a seção de testes, serve de sumidouro para a água que sai da seção de teste (volume 410).

Duas estruturas de calor foram especificadas para simular as trocas de calor: uma representando a parede do vaso de teste (estrutura 100-1) e a outra representando a parede de separação da região anular da seção de teste e o meio ambiente (estrutura 110-1).

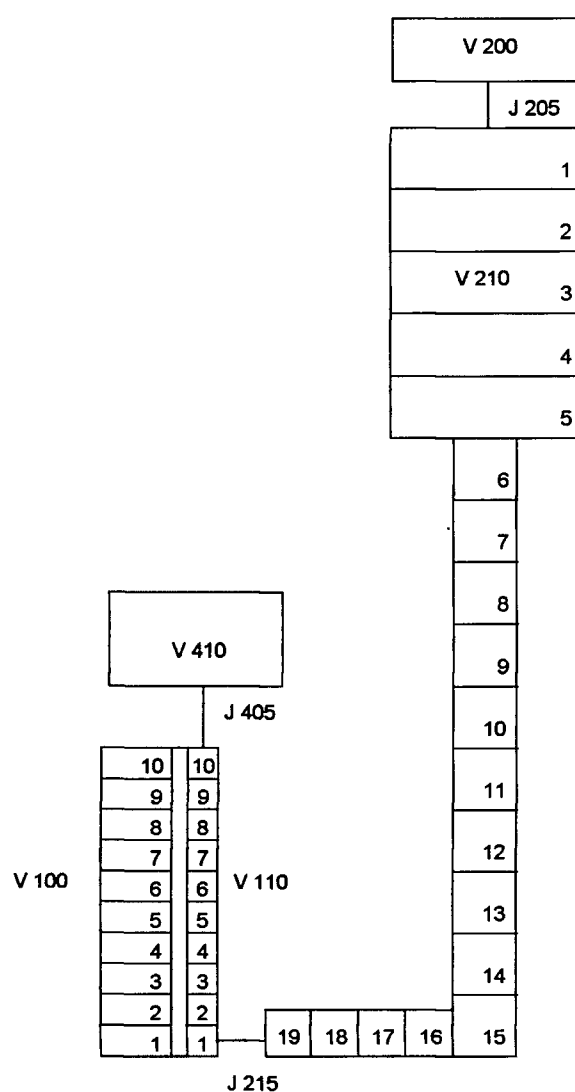


FIGURA 32 - Esquema de Nodalização (Palmeri et al., 2002)

Condições do teste (Palmieri, 2004):

| | | |
|---|--------|-----|
| Pressão no interior do vaso | 15 | MPa |
| Temperatura da água de refrigeração | 8,0 | °C |
| Temperatura da placa defletora | 147,0 | °C |
| Temperatura interna | 309,0 | °C |
| Temperatura superfície externa | 302,0 | °C |
| Temperatura superfície externa superior | 292,0 | °C |
| Temperatura superfície externa inferior | 270,0 | °C |
| Tempo total de descarga de água | 170,0 | s |
| Volume total de água | 1000,0 | l |
| Espessura da placa defletora | 3,2 | mm |

Coefficientes de Perda de Carga:

Perdas de carga (direta e reversa) somente nos bocais de injeção:

$K_{dir} = 0,920$

$K_{rev} = 1,706$

Para condutividade térmica e capacidade térmica volumétrica do material do vaso, adotou-se as propriedades do aço AISI 1010. Essas propriedades são mostradas na TAB. 1.

TABELA 1 - Condutividade Térmica e Capacidade Térmica Volumétrica

| Temperatura (K) | Condutividade Térmica (W/m*K) | Capacidade Térmica Volumétrica (J/(m ³ *kg)) |
|-----------------|-------------------------------|---|
| 200,0 | 68,4 | 2,983E+06 |
| 300,0 | 64,0 | 3,398E+06 |
| 400,0 | 59,0 | 3,813E+06 |
| 500,0 | 54,0 | 4,072E+06 |
| 600,0 | 49,0 | 4,377E+06 |
| 800,0 | 39,0 | 5,364E+06 |
| 1000,0 | 31,0 | 9,145E+06 |
| 1200,0 | 20,7 | 1,293E+07 |

3.9.2. Análises termo-mecânicas

3.9.2.1. Análise térmica do vaso de pressão

Com o objetivo de determinar a estratificação térmica, para cada unidade de tempo, na parede do modelo do vaso de pressão, durante o transitório térmico, foi inicialmente realizada uma análise numérica por elementos finitos, utilizando-se um modelo axissimétrico. O modelo geométrico utilizado nesta análise é o modelo do vaso de pressão de reator nuclear PWR, apresentado no item 3.7. O detalhamento desta análise será dado a seguir.

Utilizando-se o módulo de pré-processamento do programa ANSYS 7.01 (Ansys, 1989) foi construído o modelo 2D para análise, conforme mostrado na FIG. 33. Os modelos 2D criados possuem, em média, 1580 elementos quadriláteros (PLANE55) com 1726 nós. A malha foi construída de forma a se obter um maior refinamento na região próxima à superfície externa do vaso, onde ocorre o choque térmico.

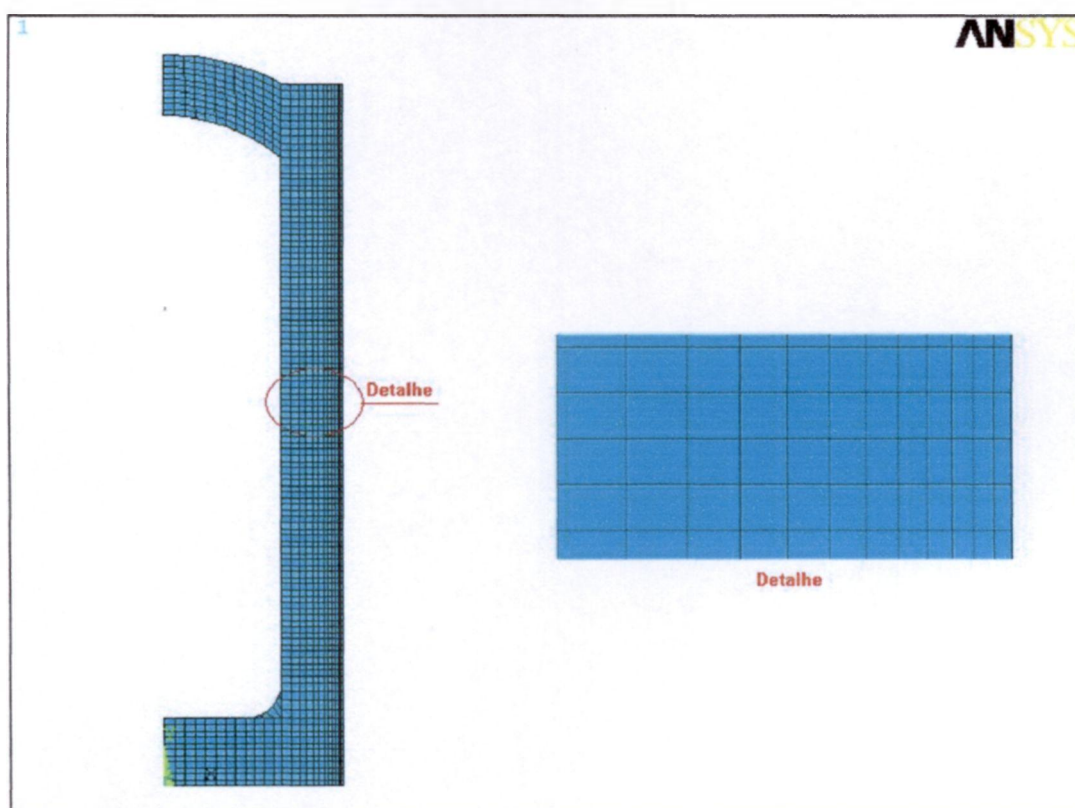


FIGURA 33 – Modelo do vaso de pressão para modelagem numérica 2D

Para a descrição do comportamento térmico do material utilizou-se as propriedades apresentadas nas TAB. 2 e 3. Estas propriedades foram obtidas em *handbook* (Metals Handbook, 1978) para aços carbono de baixa liga.

TABELA 2 - Propriedades térmicas do material

| Propriedade | Valor |
|--|-----------|
| Coefficiente de expansão térmica (m/m ^{°K}) | 1,510e-05 |
| Densidade (kg/cm ³) | 7800 |
| Coefficiente de filme (convecção) (W.m ² .°K) | 1,2540e06 |
| Emissividade | 0,79 |

TABELA 3 - Propriedades térmicas do material

| Propriedade | 25 °C | 100 °C | 200 °C | 300 °C | 400 °C |
|--|-------|----------|----------|----------|----------|
| Condutividade térmica (W/m ^{°K}) | 51,1 | 51,1 | 49,0 | 46,1 | 42,7 |
| Calor específico (J/Kg ^{°K}) | 486 | 486 | 519 | 557 | 574 |
| Entalpia (KJ/mol) | 0,0 | 0,1753e7 | 0,5275e7 | 0,7913e7 | 0,1076e8 |

O processamento e as soluções numéricas foram obtidas em numa estação de trabalho Pentium Xeon Dell e o tempo de processamento para esta análise foi de aproximadamente 90 minutos.

Para o carregamento deste modelo utilizou-se os resultados obtidos na análise termo-hidráulica apresentada no item 3.9.1. As condições de contorno impostas ao modelo foram a temperatura inicial de 300 °C e a temperatura de referência de 8 °C.

3.9.2.2. Análise estrutural do vaso de pressão

O modelo utilizado nesta análise é similar ao modelo descrito no item anterior diferindo apenas no tipo de elemento (PLANE 42), específico para análises estruturais. Esse modelo foi utilizado para a determinação das tensões térmicas circunferenciais durante o transitório. Os valores destas tensões foram

usados para o cálculo dos fatores de intensidade de tensões (K_I) pela metodologia do código ASME. Na TAB. 4 são apresentadas as propriedades mecânicas do material.

TABELA 4 - Propriedades mecânicas do material do modelo do vaso de pressão

| Propriedade | Valor |
|------------------------------|--------|
| Tensão de escoamento (MPa) | 279 |
| Módulo de elasticidade (MPa) | 207000 |
| Módulo de Poisson | 0,29 |

O carregamento aplicado ao modelo foi constituído por uma pressão de 15 MPa na superfície interna do modelo e pelas tensões térmicas durante o transitório, calculadas na análise térmica.

Desta maneira, obteve-se um valor de tensão circunferencial (equivalente de Von Mises) para cada unidade de tempo do transitório ao longo da parede do modelo.

3.9.3. Avaliação de Integridade Estrutural

Apresenta-se a seguir a metodologia para a construção do Diagrama de Profundidade Crítica de Trincas, DPCT. O comportamento de iniciação e parada de trinca pode ser previsto por meio deste diagrama para uma determinada trinca, com uma profundidade inicial (a), conhecida, durante o transitório. No item 3.9.3.1, a seguir, descreve-se a construção do DPCT com valores de K_{IR} e K_{IC} calculados pelas EQ. (5) e (6) e com os valores de K_I calculados com base nos valores de tensões linearizadas. Estas tensões foram determinadas pelo cálculo por elementos finitos utilizando-se o modelo axissimétrico descrito anteriormente, e linearizadas de acordo com a norma ASME Seção XI, Apêndice A (ASME, 1998).

3.9.3.1. Construção do Diagrama de Profundidade Crítica de Trincas (DPCT) com valores de K_{IR} , K_{IC} e K_I , de acordo com o código ASME

O fator de intensidade de tensões para uma trinca é calculado com os valores das tensões de membrana e de flexão, obtidas da análise numérica por elementos finitos, na região onde se encontra a trinca, usando a seguinte equação:

$$K_I = \sqrt{\pi \frac{a}{Q}} (M_m \sigma_m + M_b \sigma_b) \quad (7)$$

Sendo:

σ_m , a tensão de membrana;

σ_b , a tensão de flexão;

M_m , o fator de correção para a tensão de membrana;

M_b , o fator de correção para a tensão de flexão;

a , a profundidade da trinca;

Q , o fator de forma da trinca.

Os fatores de correção e de forma foram obtidos de acordo com a norma ASME Seção IX, Apêndice A (ASME, 1998).

A tenacidade à fratura do material é definida pelas propriedades K_{IC} e K_{IR} dadas nas EQ. (5) e (6), respectivamente. A temperatura de referência de ductilidade nula foi obtida experimentalmente de acordo com a norma ASME Seção XI (ASME NB2330, 1998).

Para a construção do diagrama de profundidade crítica de trinca são seguidos os seguintes passos:

1. Calculam-se primeiramente os fatores de intensidade de tensões (K_I) para diversas profundidades de trinca, usando-se os perfis de temperatura e tensões obtidos nos cálculos por elementos finitos.
2. Para cada tempo durante o transitório, determinam-se as variações de K_I , K_{IR} e K_{IC} ao longo da espessura da parede do vaso conforme ilustrado na FIG. 34.

3. A profundidade de trinca na qual $K_I = K_{IC}$ corresponde ao tamanho crítico de trinca para iniciação (a_c) e a profundidade de trinca na qual $K_I = K_{IR}$ corresponde à profundidade crítica de parada de trinca (a_a), como mostrado na FIG. 34.

Para incluir no diagrama a curva representando o fenômeno *warm prestressing*, ($dK_I/dt = 0$), apresentou-se primeiramente o tempo para o qual se tem o máximo valor de K_I . A variação deste tempo com a profundidade da trinca foi plotada em função do tempo do transitório juntamente com os valores a_c ($K_I = K_{IC}$) e a_a ($K_I = K_{IR}$), como apresentado na FIG. 35.

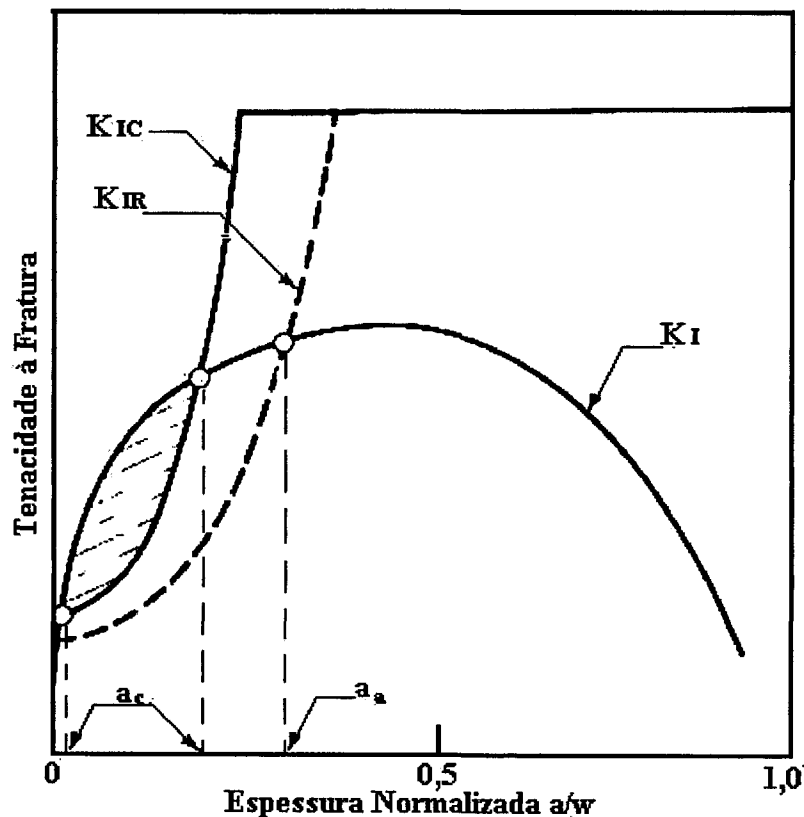


FIGURA 34 - Determinação dos tamanhos críticos de trinca para um determinado instante do transitório (McGowan, 1979)

O comportamento de iniciação e parada de trinca pode ser previsto por meio deste diagrama para uma determinada trinca, durante o transitório. A linha tracejada da FIG. 35 apresenta o comportamento de uma trinca de profundidade $a/w = 0,03$.

Esta trinca iria começar a propagar depois de 6 segundos do início do transitório, crescendo até uma profundidade de 30%, antes de parar. Um crescimento posterior iria acontecer após 15 segundos quando o valor de K_I novamente excederia o valor de K_{IC} . A trinca iria crescer até a profundidade de 53% e novamente parar, quando o valor de K_I for igual ao valor de K_{IR} . Um crescimento final, indicado pela seta 1 iria acontecer após 37 segundos, no qual a trinca cresceria em toda a espessura da parede do vaso (K_I não mais tocaria a curva de K_{IR}). Entretanto, considerando o efeito do *Warm prestressing* o comportamento da trinca seria diferente, como pode ser visto seguindo a seta 2. A trinca iniciada no tempo de 6 segundos teria uma profundidade máxima de 30% de a/w . Isto ocorreria porque no tempo em torno de 10 segundos estaria ocorrendo o máximo valor de K_I , ou seja o seu valor estaria caindo com o tempo e a premissa básica do princípio do *WPS* é de que a trinca não iniciará quando K_I estiver constante ou caindo com o tempo.

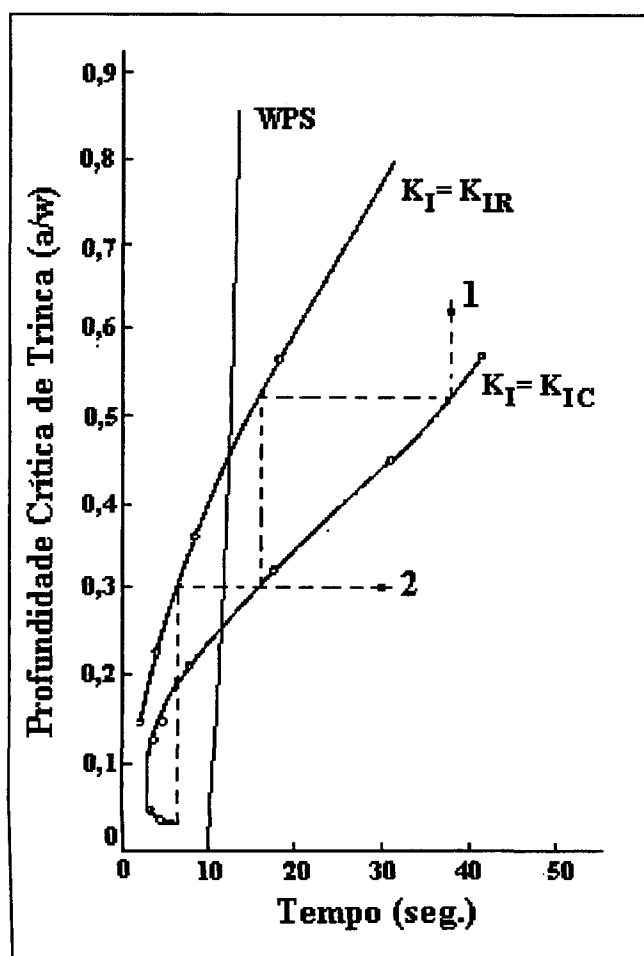


FIGURA 35 - Diagrama crítico de profundidade de trinca (Pickles e Cowan, 1983)

3.9.3.2. Construção do DPCT utilizando valores de $K_{IA,med}$ e $K_{IC,med}$ obtidos experimentalmente e valores de K_I calculados de acordo com o código ASME

Os diagramas de profundidades críticas de trincas foram construídos também com valores experimentais de tenacidade para parada e iniciação de trincas com o objetivo de se comparar com a metodologia descrita no item 3.9.3.1.

Os valores experimentais da tenacidade para iniciação de trincas, $K_{IC,med}$, foram determinados de acordo com a norma ASTM E1921-00 (ASTM E 1921-00, 2001) e os valores tenacidade para parada de trincas, $K_{IA,med}$, foram obtidos pelo método indireto descrito no item 2.4.

A finalidade desta comparação é avaliar a eficácia das metodologias teóricas e experimentais na avaliação do comportamento de trincas durante o transitório térmico.

3.9.4. Determinação de K_I pelo Método de Elementos Finitos utilizando um modelo tridimensional

A seguir será apresentada a metodologia utilizada para a determinação do fator de intensidade de tensões (K_I) pelo método de elementos finitos utilizando um modelo tridimensional.

A metodologia do ASME para o cálculo de K_I implica no uso de ábacos para a determinação do fator de forma da trinca e dos fatores de correção das tensões linearizadas (EQ. 7), aumentando a imprecisão dos resultados e induzindo a conclusões mais conservadoras. Análises mais refinadas usando-se modelagem da geometria trincada, por elementos finitos, permitem uma previsão mais precisa da localização e do tempo real do evento de clivagem durante um transitório, bem como uma estimativa precisa do crescimento estável de trinca que ocorre antes da clivagem (Bass et al, 2000). Além disso, a modelagem por elementos finitos permite calcular os valores do fator de intensidade de tensões em qualquer posição na frente da trinca, o que não é possível com a metodologia do código ASME. Neste trabalho os valores de K_I foram determinados nas posições 0° e 90°

(ver FIG.38), por serem as posições que apresentam os menores e os maiores valores de K_I , respectivamente.

Para o estudo do comportamento de iniciação de uma trinca durante o transitório térmico, os valores de K_I obtidos nesses cálculos são traçados junto com os valores de K_I e K_{IC} calculados pelo ASME e com os valores de $K_{IC,med}$.

O modelo numérico tridimensional por elementos finitos do modelo do vaso de pressão contendo trincas superficiais foi feito considerando a geometria apresentada na FIG. 36, com as mesmas propriedades termo-mecânicas descritas nos itens 3.9.2.1 e 3.9.2.2.

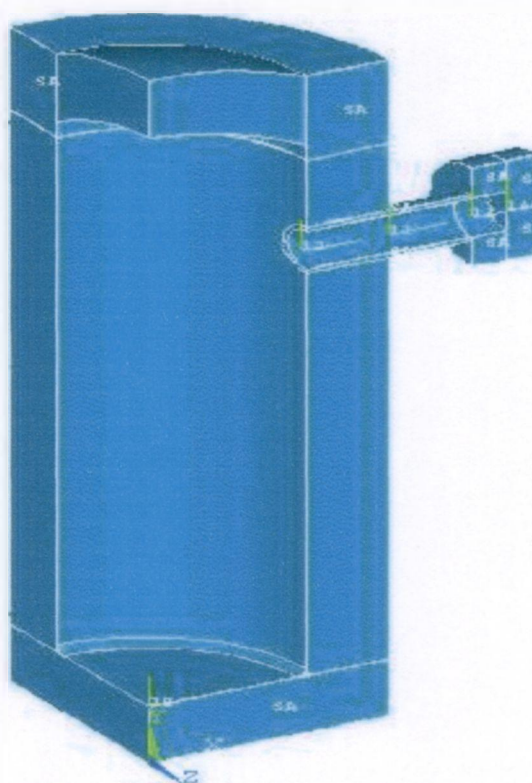


FIGURA 36 - Modelo do vaso de pressão para modelagem numérica tridimensional

Considerando a simetria do vaso em relação aos planos XZ e YZ, foi construído $\frac{1}{4}$ do modelo, contendo 4657 elementos sólidos (SOLID92 para a análise térmica e SOLID95 para análise estrutural) e 19408 nós conforme apresentado na FIG. 37. Com o objetivo de caracterizar o campo de tensões e deformações na ponta da trinca utilizou-se uma malha refinada, constituída por anéis concêntricos ao longo da frente da mesma.

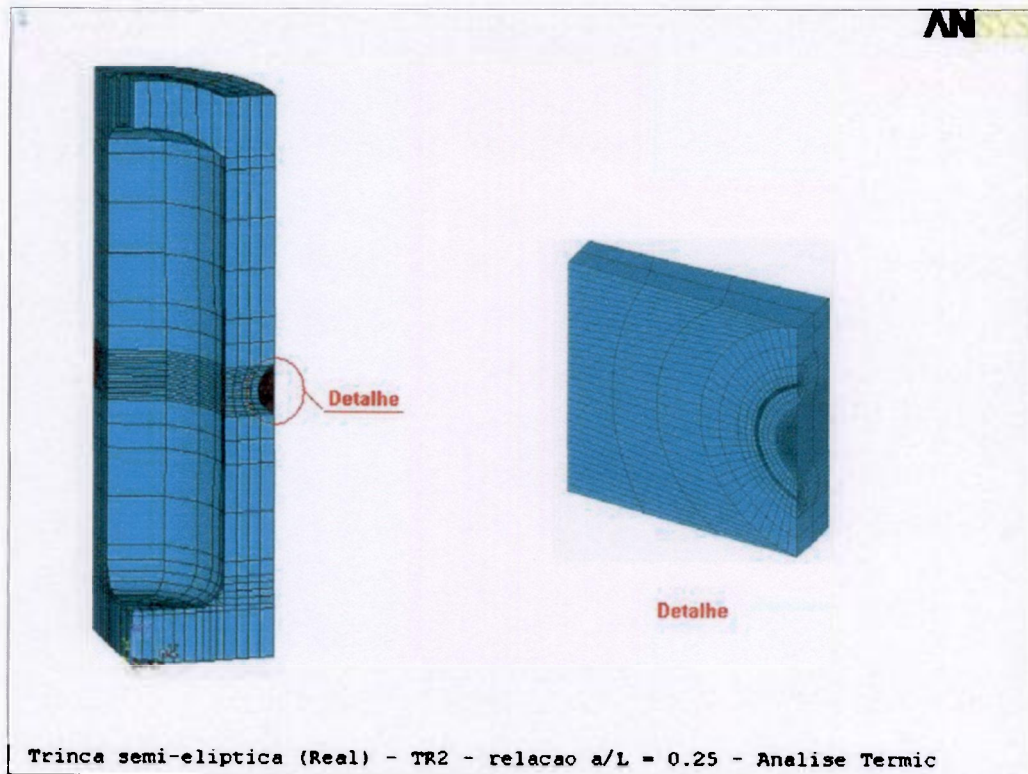


FIGURA 37 - Modelo do vaso de pressão para modelagem numérica 3D, com malhas e detalhe da trinca

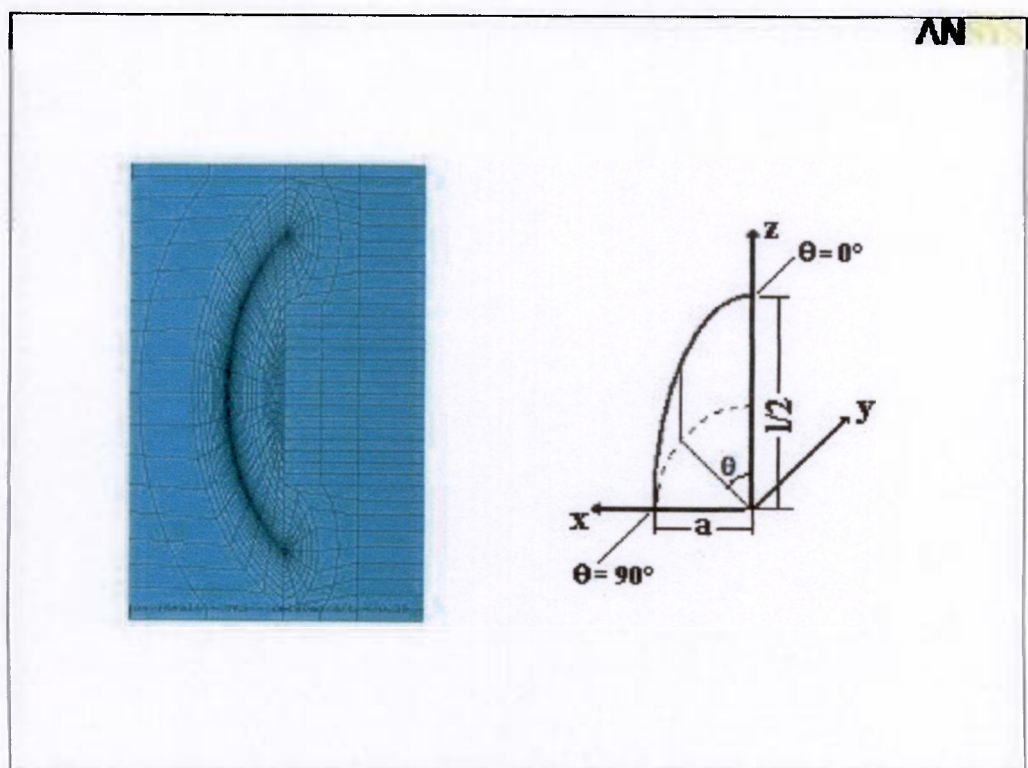


FIGURA 38 - Eixo de coordenadas com localização do ângulo θ

Inicialmente foi realizada uma análise térmica na qual se obteve a distribuição das temperaturas ao longo da frente da trinca. Em seguida foi realizada uma análise estrutural, incluindo os resultados obtidos na análise térmica, para se avaliar a influência do carregamento térmico no campo de tensões na frente da trinca. Os valores do fator de intensidade de tensões K_I na ponta da trinca foram determinados nas posições $\theta = 0^\circ$ e $\theta = 90^\circ$ (ver FIG. 38), por meio de rotinas internas do programa ANSYS 7.01 (Ansys, 1989), comando KCALC.

3.10. Realização de Testes de PTS do modelo do VPR e obtenção de resultados experimentais

Em caso de um acidente de perda de refrigeração o sistema de segurança de uma usina nuclear irá inundar internamente o vaso de pressão do reator com água à temperatura ambiente. Em nosso experimento, em razão do sistema de aquecimento utilizado (resistências elétricas no interior do modelo do VPR), optou-se por fazer o resfriamento pelo lado externo. Dessa forma as tensões térmicas circunferenciais de tração geradas pelo choque térmico serão máximas na superfície externa do modelo de VPR.

Após o término da montagem e instrumentação da seção de testes e do modelo do vaso de pressão, foi feito um teste hidrostático à temperatura ambiente para verificação de possíveis vazamentos nas conexões roscadas. Testou-se também toda a instrumentação elétrica e o sistema de queda da água de refrigeração.

Foram realizados dois testes de choque térmico pressurizado, como descrito no item 3.1.

Primeiro teste (10/04/2004)

O modelo do vaso de pressão foi aquecido a uma temperatura de 302 °C e foi resfriado pela água de refrigeração a uma temperatura de 25 °C durante 140 segundos.

Em temperaturas em torno de 300 °C aconteceram alguns vazamentos nas conexões das válvulas de segurança e de alívio. O teste foi interrompido para

eliminação dos vazamentos e revisão da instrumentação. Depois de novo teste hidrostático iniciou-se o aquecimento do modelo VPR. Após o equilíbrio da temperatura em 302 °C, o modelo do VPR foi submetido ao choque térmico pressurizado. Os resultados mostraram que a temperatura da água de refrigeração estava alta, já que a temperatura na parede externa do vaso não chegou à temperatura esperada, isto é, em torno de 50 °C.

Optou-se por refazer o teste com água de refrigeração em uma temperatura mais baixa. Os cálculos termo-hidráulicos foram refeitos para uma temperatura de refrigeração de 8 °C e um maior volume de água (10 m³, com os dois reservatórios totalmente cheios).

Segundo teste (23/05/2004)

Para a redução da temperatura dos 10 m³ de água optou-se pelo uso de um aparelho de ar condicionado de 18000 BTU e uma bomba de água submersa para cada reservatório. Os aparelhos de ar condicionado foram parcialmente desmontados e posicionados ao lado dos reservatórios de modo que seus trocadores de calor ficassem parcialmente submersos na água. Cada bomba, por sua vez, retirava água de um reservatório e jogava sobre o trocador de calor do outro reservatório. Este recurso foi usado para aumentar a refrigeração e homogeneizar as temperaturas dos reservatórios. Este procedimento tornou possível reduzir a temperatura da água de refrigeração de 25 °C para 8 °C em 48 horas, sem isolamento térmico dos reservatórios.

Iniciou-se então o segundo teste de choque térmico pressurizado. Novamente, em temperaturas em torno de 300 °C, observou-se o mal funcionamento dos extensômetros internos, e vazamentos em suas conexões com o flange lateral. Após vedação destas conexões e eliminação da instrumentação destes extensômetros, o teste foi reiniciado. Por causa das dificuldades técnicas e econômicas para a desmontagem de toda instrumentação do modelo de VPR e reinstalação de novos extensômetros, optou-se pela não reposição dos extensômetros internos.

Depois de ter a temperatura equilibrada em torno de 302 °C foi iniciada a queda de água, a qual durou aproximadamente 170 segundos.

As medições de temperatura mostraram que a parede externa do modelo do vaso de pressão chegou a 48 °C em um determinado momento do transitório, o que estava de acordo com o esperado.

Passou-se então à fase de testes não destrutivos e destrutivos do modelo do VPR.

3.11. Análise pós-teste

Após a realização dos testes de choque térmico pressurizado, iniciou-se a fase de pós-análise. Os dados colhidos durante os testes foram utilizados para comparação com os resultados obtidos nas análises pré-testes com o objetivo de validá-las. Os dados validados e as dimensões reais das trincas foram então utilizados para novos cálculos para a validação dos cálculos efetuados na pré-análise.

3.11.1. Observação das superfícies de fratura

Como mais uma etapa da pós-análise, foram realizados ensaios destrutivos no modelo do vaso de pressão com o objetivo de observar as superfícies de fratura. Ele foi usinado de modo a se retirar corpos-de-prova na região das trincas. Estes corpos-de-prova foram aquecidos em forno elétrico a uma temperatura de 280 °C durante 20 minutos de modo a colorir (por oxidação) a superfícies dos possíveis crescimentos de trincas ocorridos durante o choque térmico. Em seguida estes corpos-de-prova foram fraturados em temperatura criogênica, e as superfícies de fratura foram observadas em microscópio ótico e eletrônico. Como as superfícies de fratura iniciais das trincas foram submetidas a temperaturas acima de 300 °C durante o teste, elas ficaram com uma coloração marrom escura, muito diferente da coloração marrom clara das regiões onde houve crescimento causado pelo choque térmico.

3.11.2. Construção do diagrama de profundidade crítica de trincas utilizando as dimensões reais das trincas

Com o objetivo de ter informações mais realistas e detalhadas, foi construído o diagrama de profundidade crítica de trincas utilizando-se as dimensões reais

das trincas, obtidas medindo-se as dimensões diretamente nas mesmas, após o tratamento descrito acima, por meio de microscópio ótico. Os valores de K_{IC} e K_{IR} foram os mesmos utilizados na pré-análise.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo serão apresentados e discutidos os resultados obtidos em todas as fases do desenvolvimento deste trabalho.

A apresentação dos resultados e das discussões seguirá uma ordem diferente da indicada no Capítulo 3, Metodologia, por questões de facilidade e clareza.

4.1. Obtenção de trincas na parede do vaso de pressão

Inicia-se a apresentação dos resultados pela descrição das trincas axiais fabricadas na parede do modelo pois as dimensões reais das trincas são parâmetros fundamentais para as avaliações de PTS.

Nas FIG. 39 a 43 apresentam-se as fotos das superfícies de fratura das cinco trincas após o choque térmico. Nota-se a cor marrom escuro típicas de aquecimento em temperaturas em torno de 300 °C ocorrida durante o aquecimento e preparação do vaso de pressão para o choque térmico pressurizado. As regiões de crescimento de trinca causado pelo choque térmico foram omitidas nestas fotos com o objetivo de realçar somente os perfis das trincas obtidas pela metodologia desenvolvida neste trabalho.

Todas as trincas apresentaram formas próximas de semi-elipses. As suas dimensões, comprimento (l) e profundidade (a), foram diferentes para cada trinca, embora as razões de aspecto (a/l) não tenham variado muito, isto é, as trincas T1 e T5 apresentaram $a/l = 0,19$ e as trincas T2, T3 e T4 apresentaram $a/l = 0,25$.

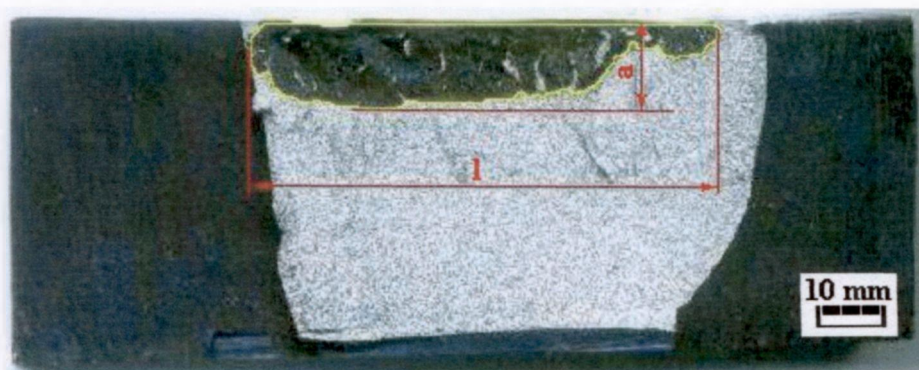


FIGURA 39 – Trinca T1



FIGURA 40 - Trinca T2



FIGURA 41 - Trinca T3



FIGURA 42 - Trinca T4



FIGURA 43 - Trinca T5

4.2. Determinação das dimensões das trincas por ultra som

Na FIG. 44 são mostrados os croquis das cinco trincas, obtidos por meio de teste de ultra som. As suas dimensões, comprimento (l) e profundidade (a), foram diferentes para cada trinca, e as razões de aspecto (a/l) foram as seguintes: T1 = 0,29; T2 = 0,35; T3 = 0,38, T4 = 0,27 e T5 = 0,19.

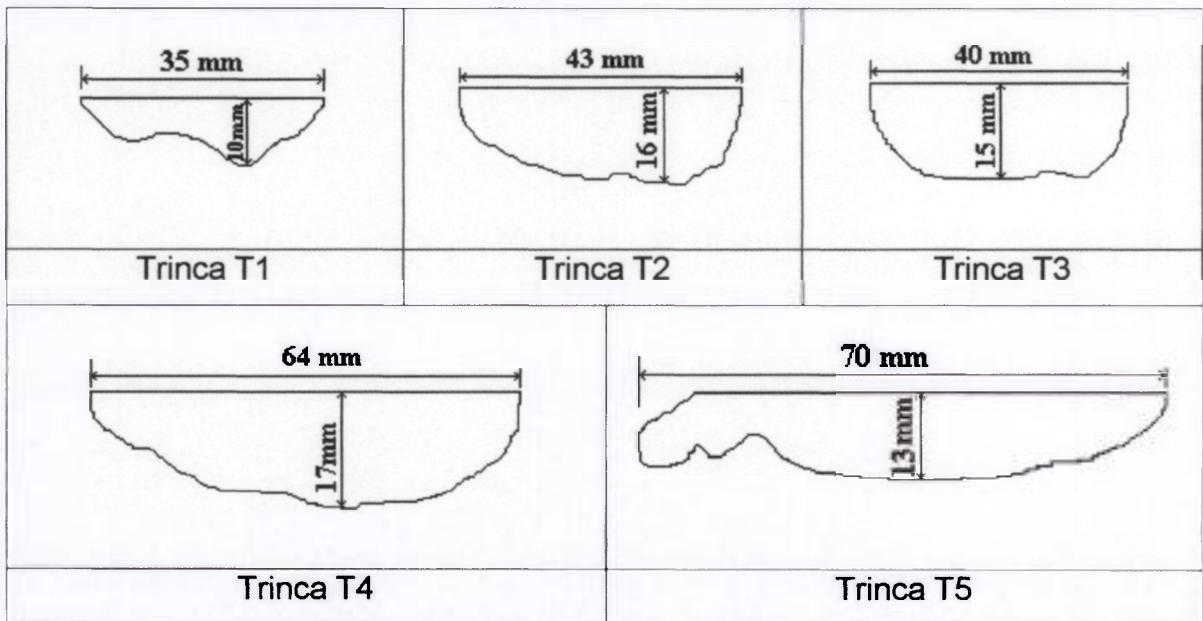


FIGURA 44 - Dimensões das trincas definidas por meio de teste de ultra som

Observando-se as trincas reais nota-se que a técnica de teste utilizada não apresentou muita precisão e as razões de aspecto obtidas foram bastante diferentes das reais.

4.3. Experimento de Choque Térmico Pressurizado

Os resultados analíticos e experimentais do choque térmico pressurizado no modelo do vaso de pressão serão mostrados a seguir.

4.3.1. Perfis de Temperatura na parede do modelo do VPR

Inicialmente, na FIG. 45 são mostrados os perfis de temperaturas obtidos pelo cálculo termo-hidráulico e pela medição experimental nas superfícies externa e interna do vaso durante o choque térmico. Observa-se que para a superfície externa o resultado experimental está de acordo com o resultado obtido no cálculo termo-hidráulico.

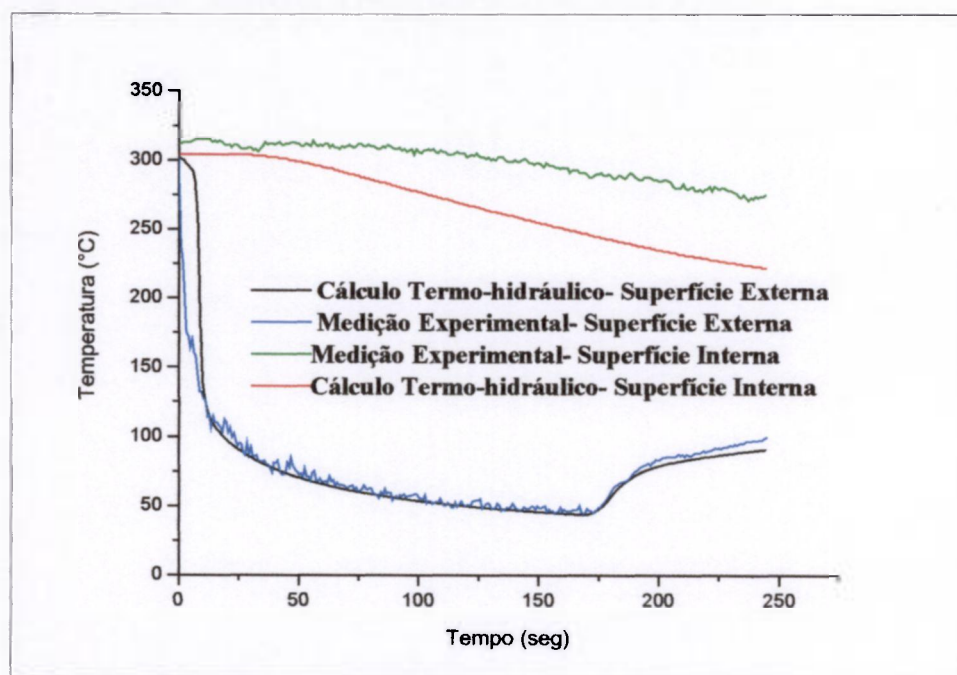


FIGURA 45 - Temperaturas obtidas pelo cálculo termo-hidráulico e pela medição experimental nas superfícies externa e interna do vaso durante o choque térmico

Para a parede interna, o resultado experimental mostra um atraso no resfriamento em relação ao resultado do cálculo termo-hidráulico. Isto se deve ao fato, comprovado posteriormente, de que o termopar ficou um pouco afastado da superfície interna medindo, desta maneira, o resfriamento da água e não exatamente o resfriamento da superfície interna da parede do vaso.

4.3.2. Pressão interna

Na FIG. 46 é mostrado o comportamento da pressão interna no vaso durante o choque térmico. Observa-se uma queda rápida de pressão no início do choque térmico, em razão do desligamento das resistências elétricas de aquecimento, responsáveis pelo controle da temperatura do vaso de pressão.

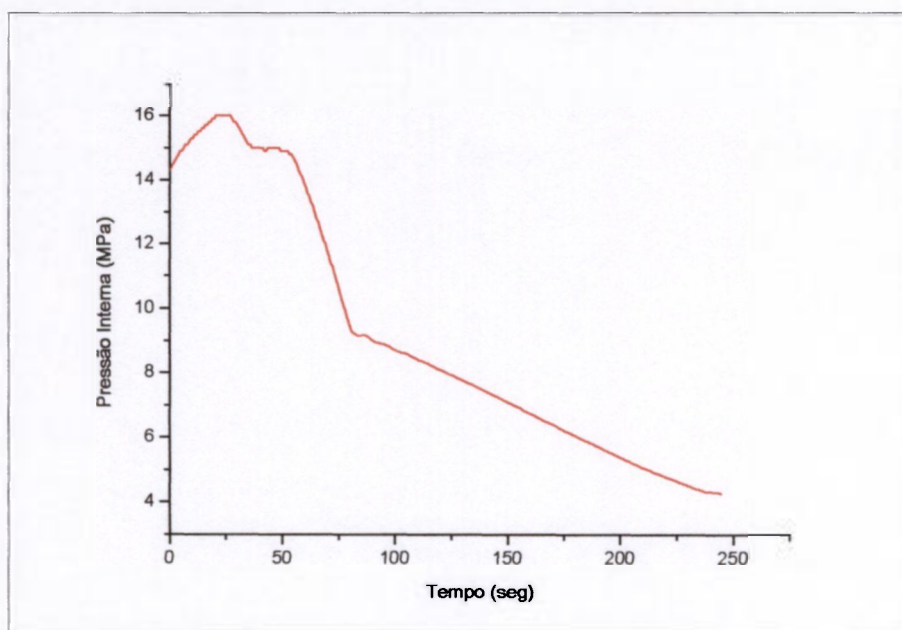


FIGURA 46 - Variação da pressão interna do modelo do vaso durante o choque térmico pressurizado

4.3.3. Temperaturas no costado do modelo do VPR

Na FIG. 47 são mostrados os perfis de temperaturas medidos ao longo da parede do vaso. Observa-se um comportamento próximo daquele obtido pelo cálculo termo-hidráulico, mostrado na FIG. 48, especialmente no que diz respeito às formas das curvas. Sobrepondo-se os dois gráficos, observou-se que, para uma mesma profundidade na parede do vaso, os valores medidos experimentalmente se aproximam dos valores obtidos na simulação numérica, à medida que se aproximam da superfície externa.

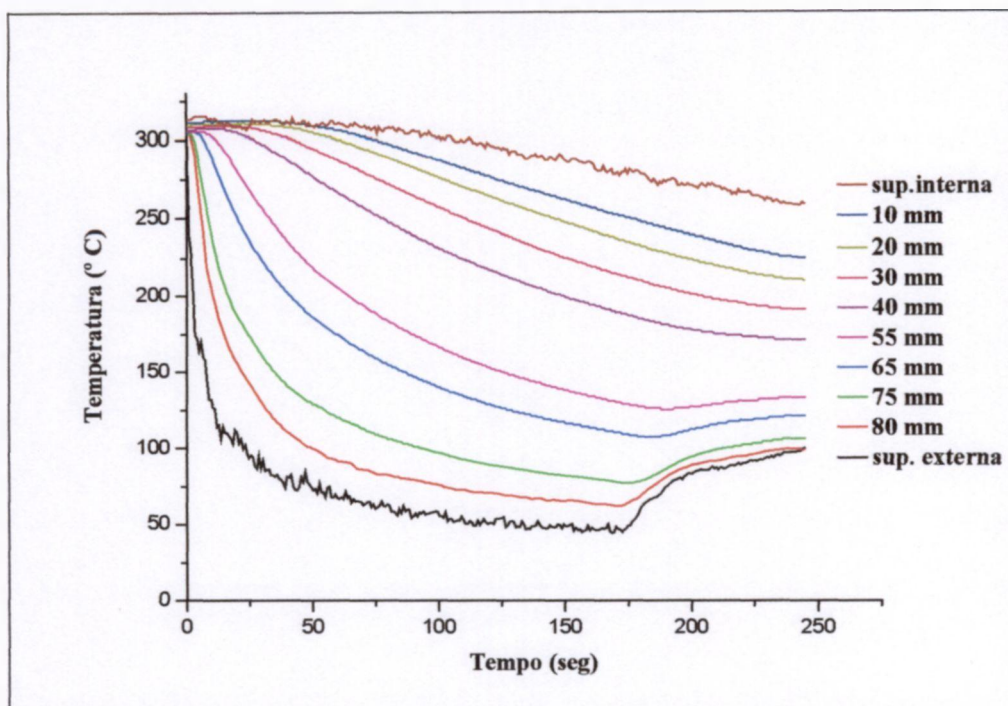


FIGURA 47 - Distribuição de temperaturas obtidas experimentalmente na parede do modelo do vaso de pressão durante o choque térmico pressurizado

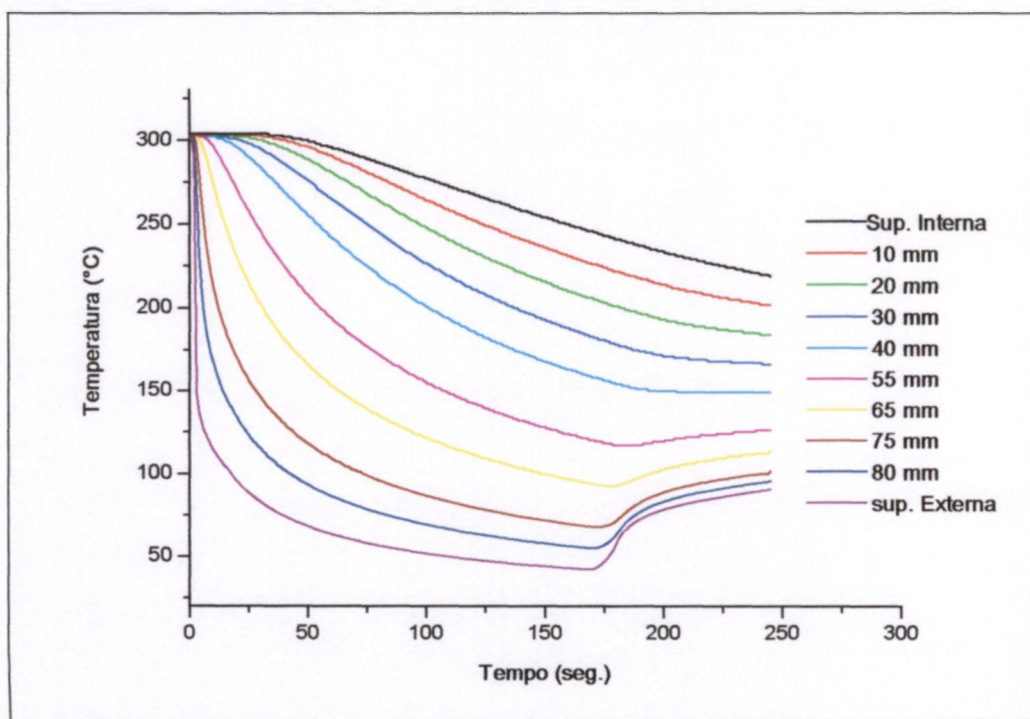


FIGURA 48 - Distribuição de temperaturas obtida por cálculo termo-hidráulico na parede do modelo do vaso de pressão durante o choque térmico pressurizado

4.3.4. Medição de deformações e detecção de crescimento de trinca

Mostram-se na TAB. 5 os valores de deformação nas superfícies externa e interna da parede do vaso, calculados pela mecânica clássica, para vasos de pressão de parede grossa e pressão interna de 15 MPa.

TABELA 5 - Valores de deformação na parede do vaso, calculados para a pressão de 15 MPa

| Localização do extensômetro | Deformação Circunferencial ($\mu\text{m}/\text{m}$) | Deformação Longitudinal ($\mu\text{m}/\text{m}$) |
|-----------------------------|---|--|
| Externo | 93 | 23 |
| Interno | 185 | 23 |

Na FIG. 49, 50 e 51 mostram-se os valores de deformação calculados e os valores medidos pelos extensômetros longitudinais e circunferenciais durante o teste hidrostático à temperatura ambiente. Cada extensômetro foi identificado por uma letra do alfabeto seguida da letra C (para os extensômetros instalados externamente na direção circunferencial) e da letra L (para os extensômetros instalados externamente na direção longitudinal). Os extensômetros internos foram identificados com as letras CI seguidas de um número. Nota-se que não são apresentados os valores de todos os extensômetros instalados. Isto se deve ao fato de que alguns extensômetros apresentaram problemas durante este teste. Houve infiltração de água através da proteção de silicone, mesmo à temperatura ambiente, prejudicando a resposta dos sensores.

Observa-se, também, que há grande diferença entre os valores calculados e os valores medidos, notadamente nos extensômetros fixados nos centros das trincas. Isto se deve à influência da trinca que se abre quando solicitada pelas tensões circunferenciais de tração, causando grandes deformações nos extensômetros. Observa-se que os extensômetros fixados nas extremidades das trincas apresentam menor diferença entre os valores medidos e os calculados, embora elas ainda sejam grandes.

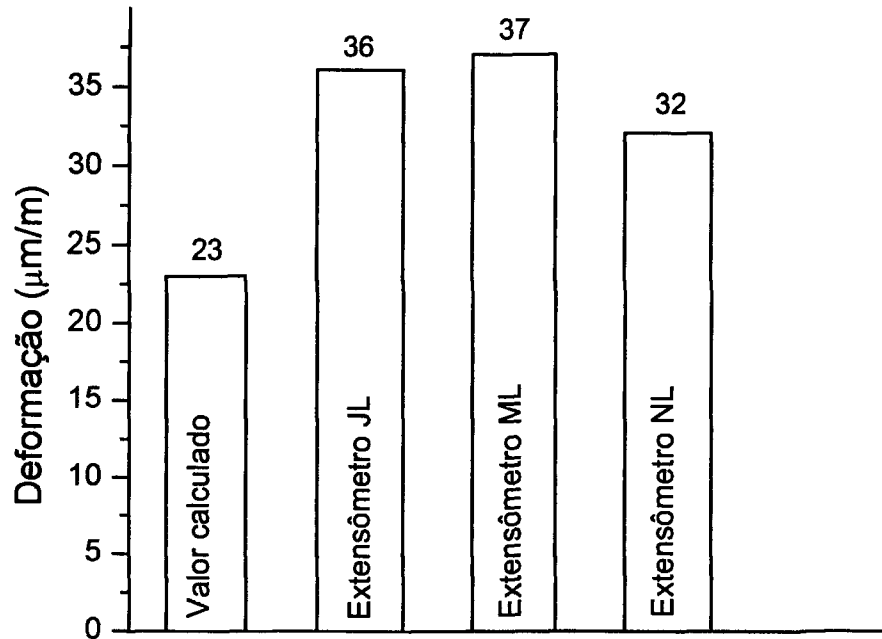


FIGURA 49 - Deformação calculada e deformações medidas pelos extensômetros longitudinais externos

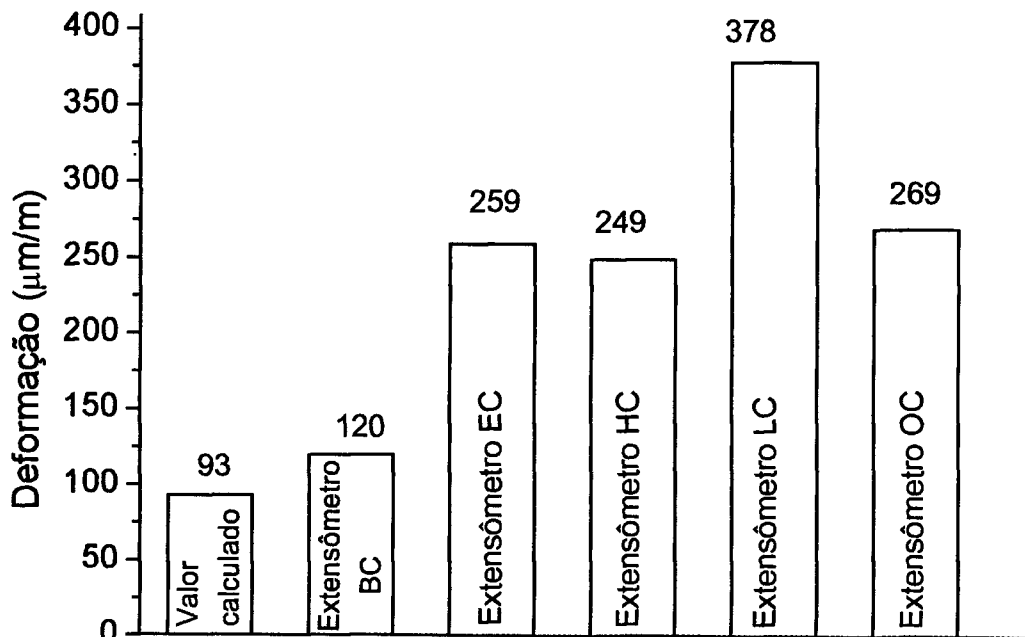


FIGURA 50 - Deformação calculada e deformações medidas pelos extensômetros circunferenciais externos fixados nos centros das trincas

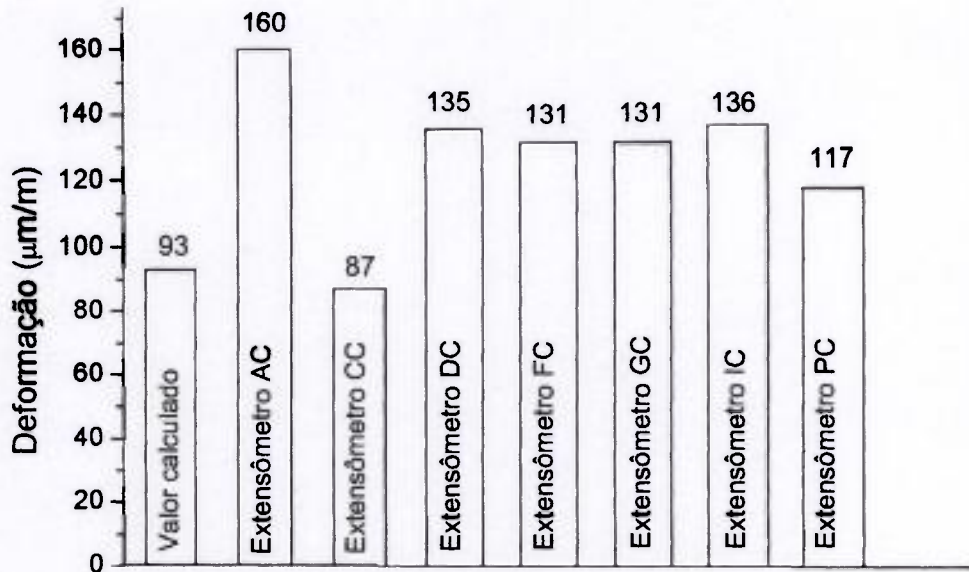


FIGURA 51 - Deformação calculada e deformações medidas pelos extensômetros circunferenciais externos fixados nas extremidades das trincas

Apresenta-se na FIG. 52, o comportamento dos extensômetros internos e externos durante o teste hidrostático. Nota-se que os extensômetros externos apresentam resultados compatíveis com a aplicação da pressão interna.

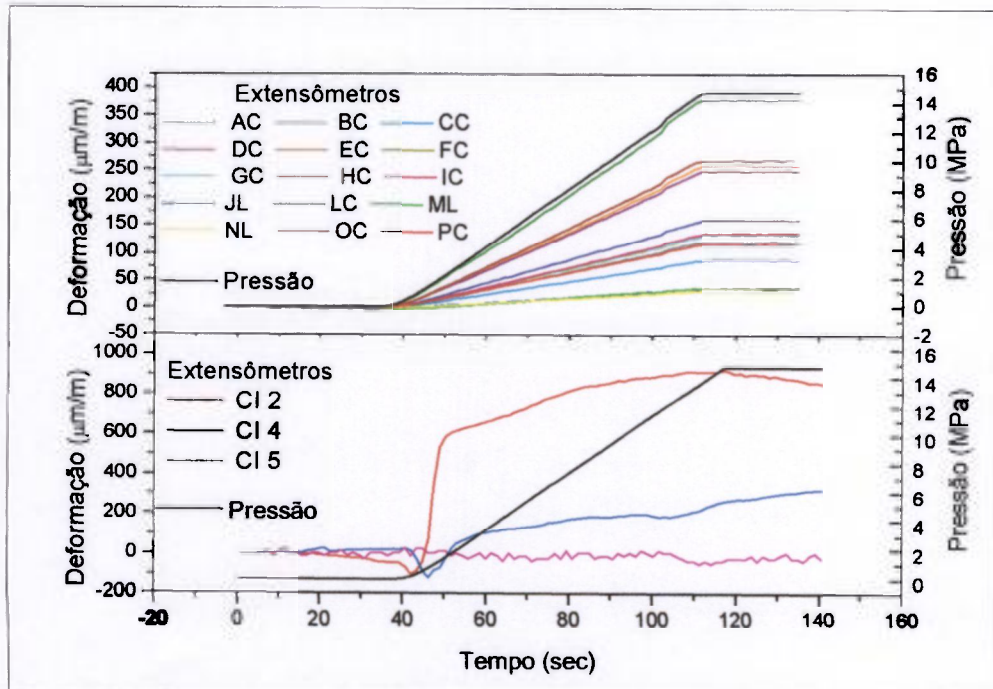


FIGURA 52 - Comportamento dos extensômetros internos e externos durante teste hidrostático

Dos seis extensômetros fixados internamente, somente três apresentaram resultados. Entretanto, nota-se que os resultados apresentados por eles mostram um comportamento diferente do esperado, quando comparado com a aplicação de pressão interna, reforçando a idéia de que a infiltração de água nas instalações extensiométricas internas prejudicou o funcionamento e a resposta dos sensores.

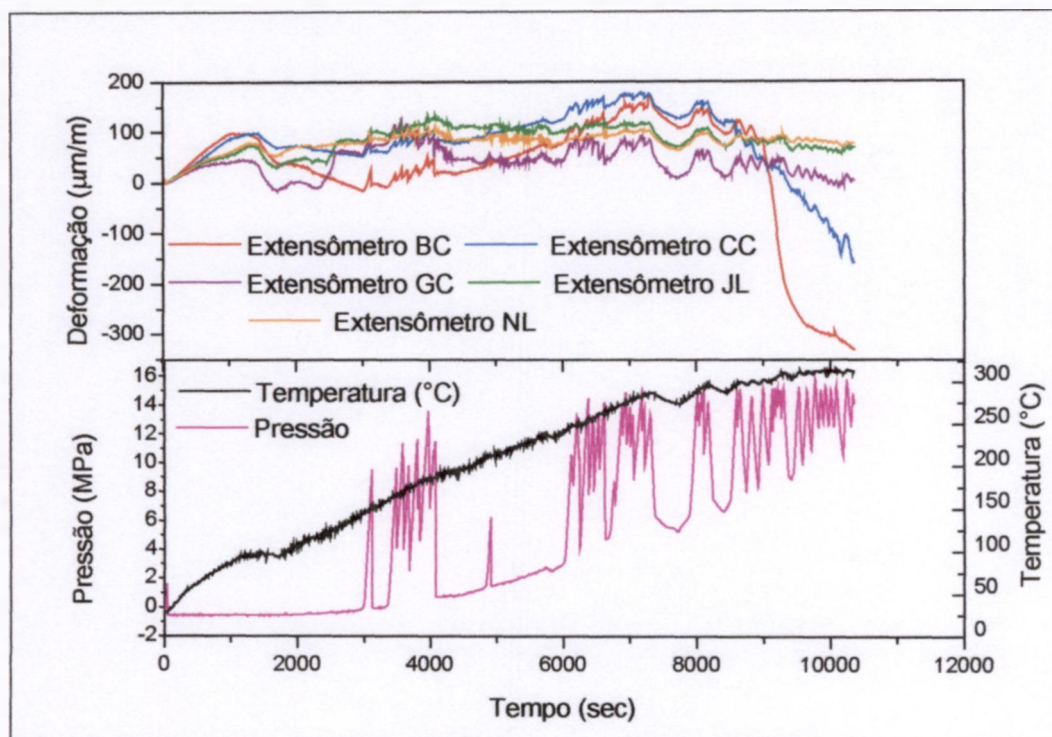


FIGURA 53 - Comportamento dos extensômetros externos durante o aquecimento e pressurização

Mostra-se na FIG. 53 o comportamento dos extensômetros externos durante o aquecimento e pressurização do modelo do vaso de pressão. Observa-se que os extensômetros apresentam um comportamento similar durante todo tempo de aquecimento e pressurização.

Apresenta-se na FIG. 54, o comportamento de 3 extensômetros circunferenciais e 2 extensômetros longitudinais externos, durante o choque térmico pressurizado. Nota-se que o extensômetro longitudinal JL apresentou altos valores de deformação de tração ao passo que o extensômetro longitudinal NL apresentou valores bem menores, quando deveriam apresentar valores próximos um do outro, já que ambos foram fixados na mesma direção. Alguns

extensômetros apresentaram deformações negativas quando deveriam apresentar deformações positivas (por causa das tensões circunferenciais de tração causadas pelo choque térmico). Essa ocorrência deve ser objeto de estudos posteriores.

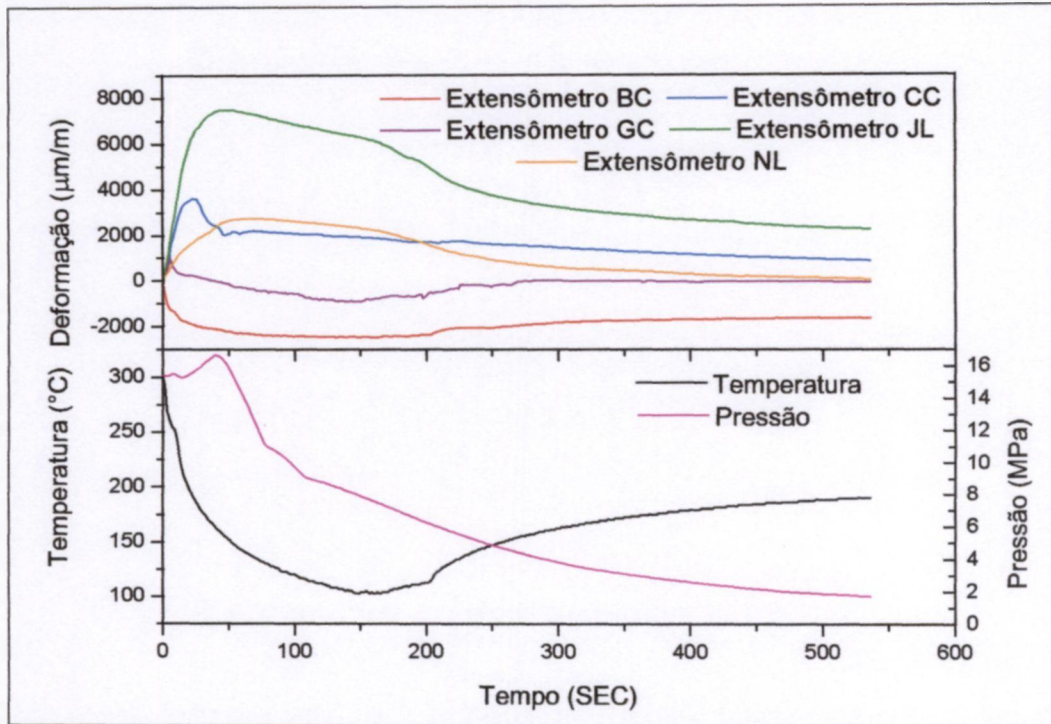


FIGURA 54 - Comportamento dos extensômetros durante o choque térmico

4.4. Análises pré-teste

4.4.1. Análise termo-mecânica

Na Fig. 55 apresenta-se a distribuição da temperatura na parede do vaso obtida por meio de análise térmica por elementos finitos, tridimensional (ver item 3.9.4), no instante 62 segundos após o início do choque térmico pressurizado. O tempo de 62 segundos após o início do choque térmico corresponde ao maior valor de tensão circunferencial equivalente de Von Mises obtido no cálculo por elementos finitos.

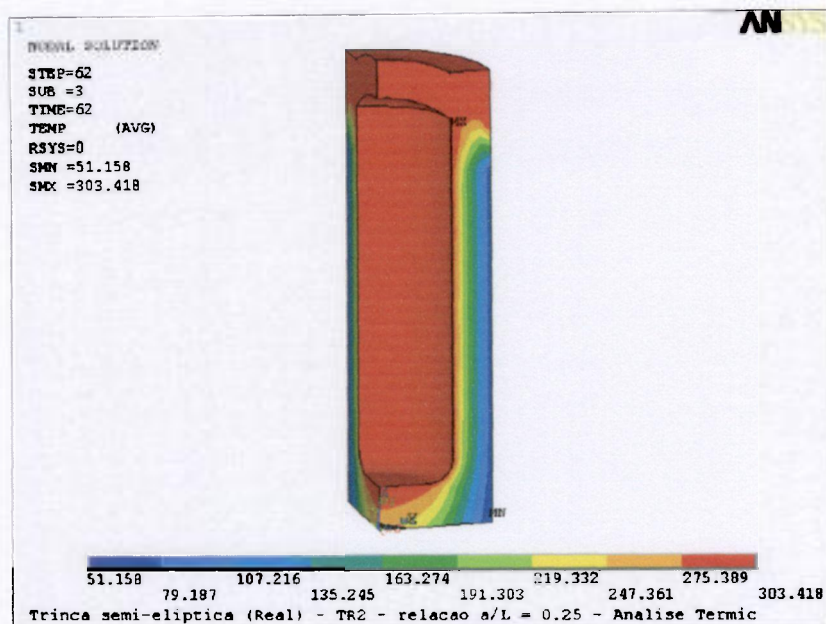


FIGURA 55 - Distribuição de temperaturas na parede do vaso de pressão, obtidas por cálculo numérico, tridimensional

Na FIG. 56 apresenta-se distribuição de tensões circunferenciais equivalentes de Von Mises na frente da trinca, obtida pelo cálculo estrutural, tridimensional (ver item 3.9.2.2), no instante de 62 segundos após o início do choque térmico pressurizado. Nos detalhes vê-se a distribuição de tensões nas posições 0° e 90° .

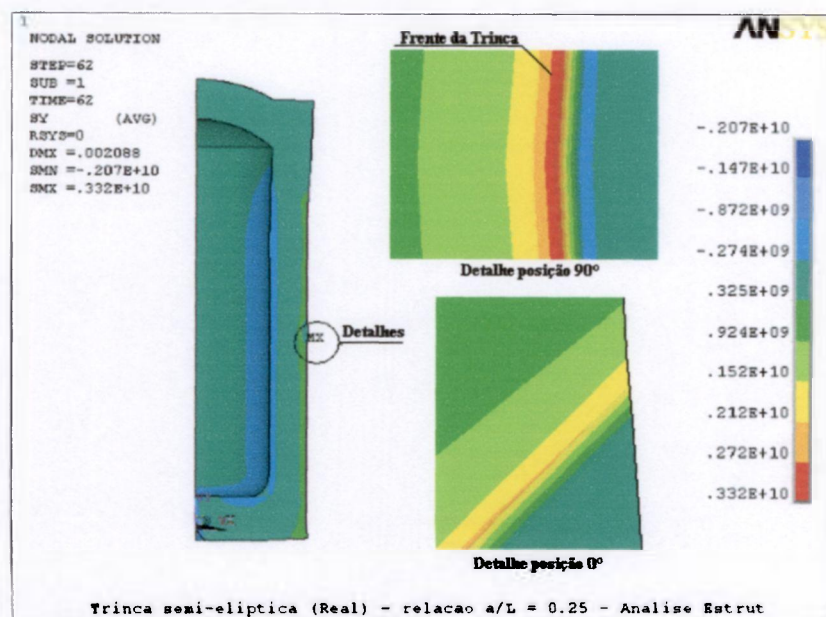


FIGURA 56 - Distribuição de tensões circunferenciais (Von Mises) na frente da trinca superficial, obtida pelo cálculo numérico, tridimensional

Na FIG. 57 é mostrada a distribuição de temperaturas na parede do vaso de pressão, durante o choque térmico pressurizado, obtida pelo cálculo por elementos finitos, nos pontos instrumentados por termopares.

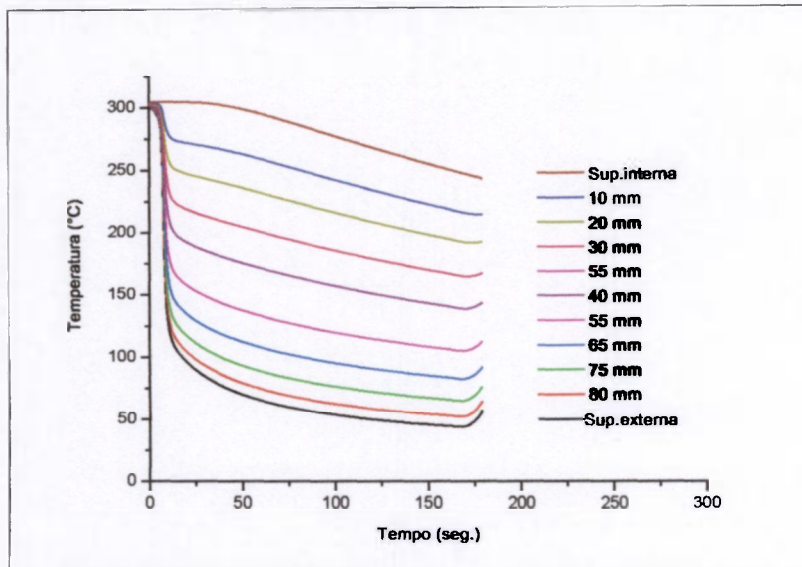


FIGURA 57 - Distribuição de temperaturas obtida por elementos finitos na parede do vaso de pressão durante o choque térmico pressurizado

Na FIG. 58 são mostradas as tensões circunferenciais na parede do vaso de pressão, nos instantes 1, 62 e 172 segundos após o início do choque térmico.

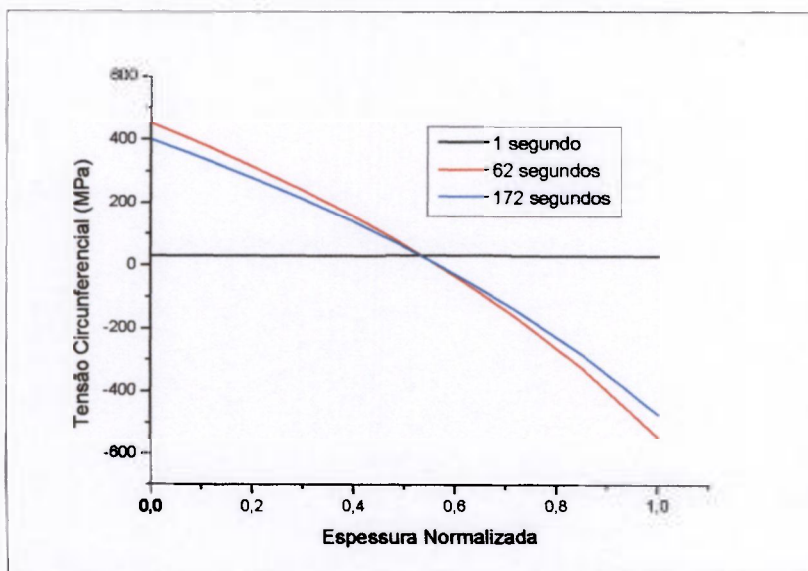


FIGURA 58 - Tensões circunferenciais obtidas no cálculo estrutural por elementos finitos

O instante 62 segundos é o instante no qual ocorre a máxima tensão e o instante 172 segundos é aquele no qual a parede do vaso apresentou a menor temperatura em todo o evento. No instante 62 segundos a tensão chegou em valores em torno de 450 MPa de tração na superfície externa do vaso e 570 MPa de compressão na superfície interna.

4.4.2. Construção do Diagrama de Profundidade Crítica de Trincas (DPCT)

com valores de K_{IR} , K_{IC} e K_I , de acordo com o código ASME

Nas FIG. de 59 a 63 são mostrados os diagramas de crescimento crítico das trincas T1 a T5 respectivamente. Estes diagramas foram construídos com os valores de tenacidade para parada de trinca (K_{IR}), tenacidade para iniciação de trinca (K_{IC}) e fator de intensidade de tensões (K_I) calculados de acordo com a norma ASME (ASME,1998). Para as diversas razões de aspecto (a/l) e respectivas profundidades de trinca (ver item 4.2), a metodologia utilizada apresentou uma previsão de crescimento máximo em torno de 50% da espessura da parede do vaso para as trincas T1 a T4 e em torno de 63% da espessura da parede do vaso para a trinca T5.

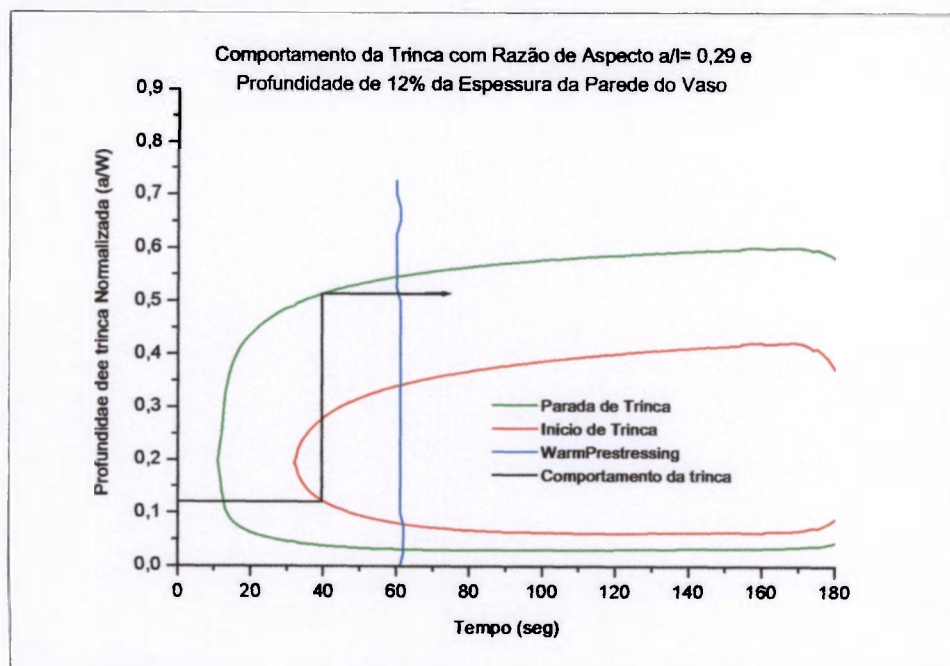


FIGURA 59 - Comportamento da trinca T1 ($a/l = 0,29$ e profundidade de 12% da espessura da parede do vaso)

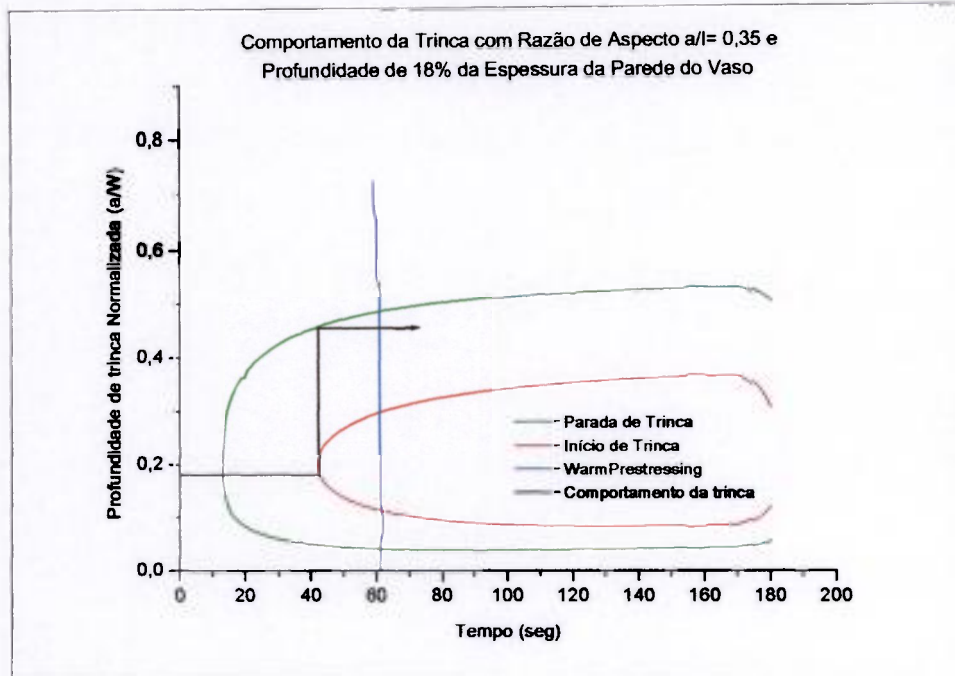


FIGURA 60 - Comportamento da trinca T2 ($a/l = 0,35$ e profundidade de 18% da espessura da parede do vaso)

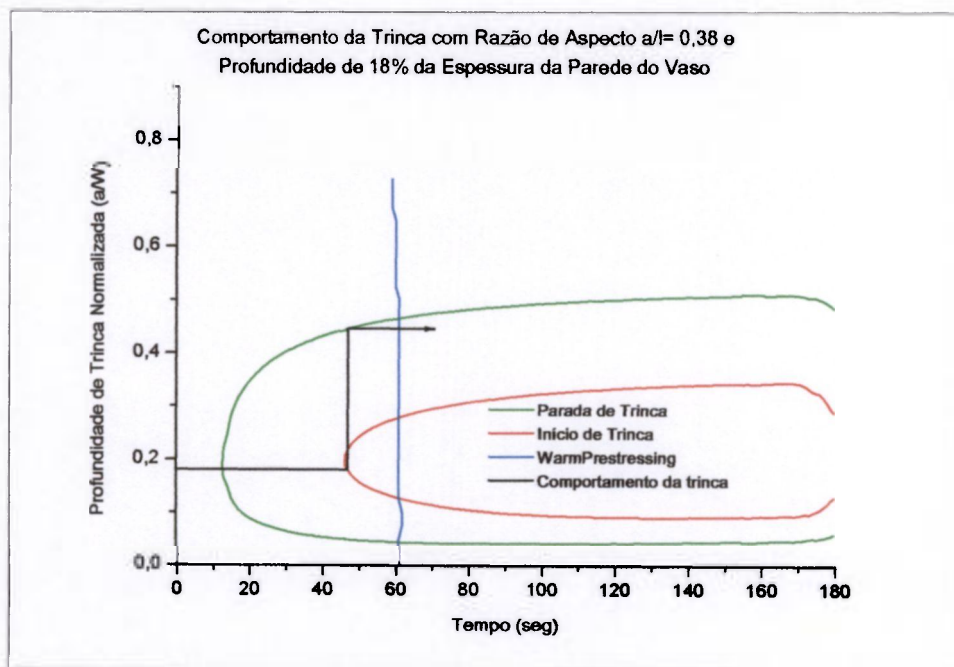


FIGURA 61 - Comportamento da trinca T3 ($a/l = 0,38$ e profundidade de 18% da espessura da parede do vaso)

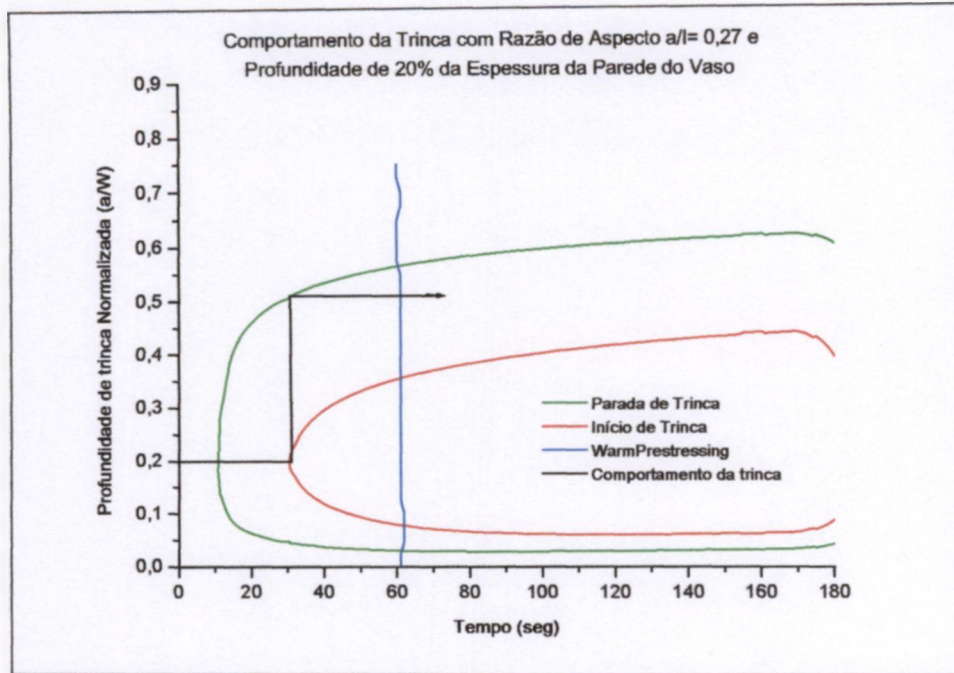


FIGURA 62 - Comportamento da trinca T4 ($a/l = 0,27$ e profundidade de 20% da espessura da parede do vaso)

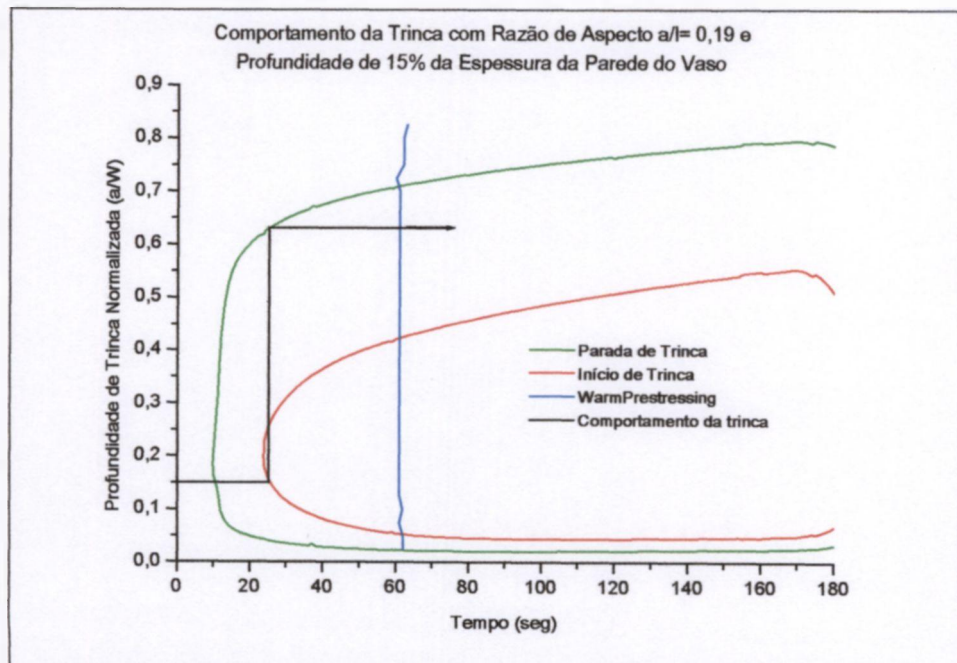


FIGURA 63 - Comportamento da trinca T5 ($a/l = 0,19$ e profundidade de 15% da espessura da parede do vaso)

4.4.3. Construção do Diagrama de Profundidade Crítica de Trincas (DPCT) utilizando valores de $K_{IA,med}$ e $K_{IC,med}$ obtidos experimentalmente

Como já foi explicado anteriormente no item 3.9.3.1, a interseção de K_I com $K_{IC,med}$ indica início de crescimento de trinca e a interseção de K_I com $K_{IA,med}$ indica que a trinca em crescimento irá parar. Se não houver interseção, não haverá crescimento de trinca.

A metodologia do ASME apresentou valores de K_I muito baixos em relação aos valores de $K_{IC,med}$ e $K_{IA,med}$ de forma que não houve interseção das curvas de tenacidade ($K_{IC,med}$ e $K_{IA,med}$) com a curva de K_I . Deste modo não foi possível, com base nesses resultados, prever um crescimento de trinca em nenhum momento do evento. Comparando com os resultados apresentados no item 4.4.2 vê-se que, a metodologia empregada na determinação dos valores de tenacidade para iniciação e parada de trinca influencia no conservadorismo da metodologia de previsão de crescimento de trinca sob carregamento de PTS.

4.5. Análises pós-teste

4.5.1. Observação de superfícies de fratura

A observação das superfícies de fratura após o corte do vaso de pressão mostrou que somente as trincas T3 e T4 apresentaram crescimento de trincas causado pelo choque térmico pressurizado.

Mostram-se nas FIG. 64 e 65 as fotos das superfícies de fratura das trincas T3 e T4, respectivamente. A região mais escura, delimitada por uma linha amarela, é a superfície da trinca antes do choque térmico. A região mais clara, delimitada por uma linha vermelha, é a região de crescimento de trinca causado pelo choque térmico. Nota-se que o crescimento ocorreu somente na região perto da superfície da parede do VPR em ambas as trincas.



FIGURA 64 - Superfície de fratura da trinca T3 após o choque térmico



FIGURA 65 - Superfície de fratura da trinca T4 após o choque térmico

Na FIG. 66 apresenta-se o desenho esquemático das superfícies de fratura das trincas T3 e T4 com suas dimensões, obtidas em microscópio ótico. As regiões em vermelho são as regiões de crescimento de trinca causado pelo choque térmico.

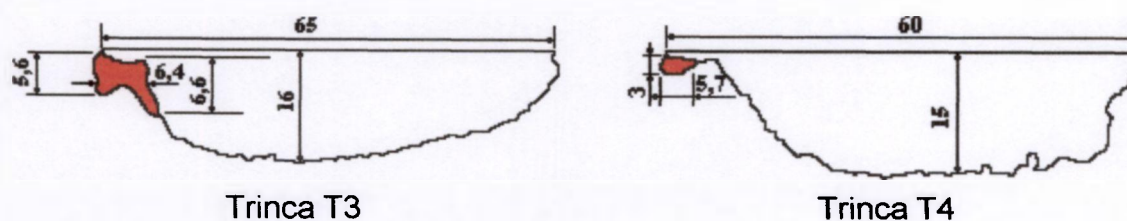
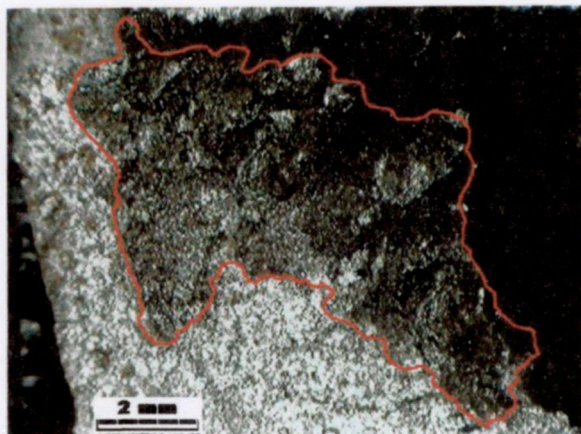
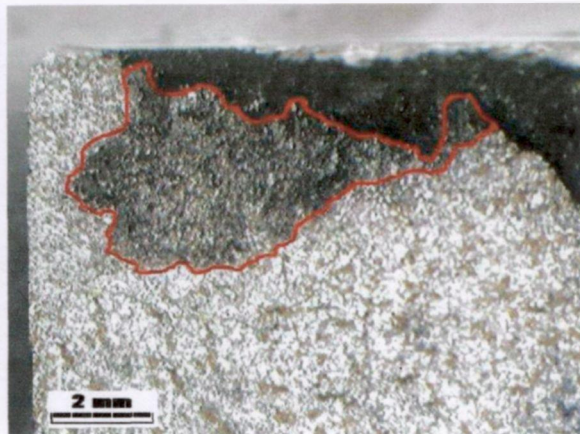


FIGURA 66 - Desenho esquemático dos perfis das trincas T3 e T4

Na FIG. 67 observam-se as regiões de crescimento das trincas T3 e T4 delimitadas pela linha vermelha. A região mais clara é a região de fratura em temperatura criogênica e a região mais escura é a superfície da pré-trinca.



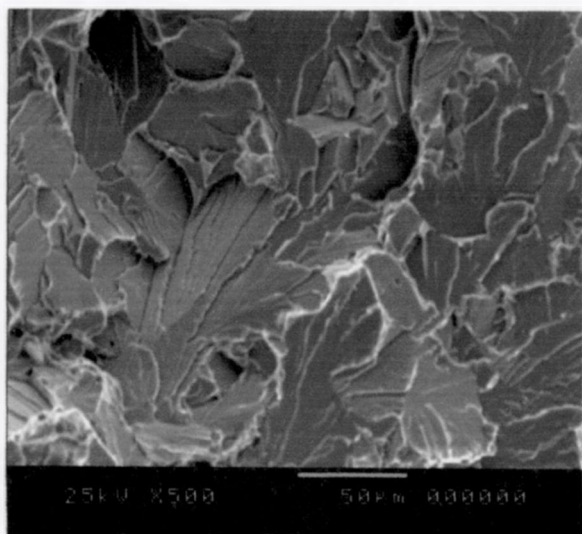
Crescimento - Trinca T3



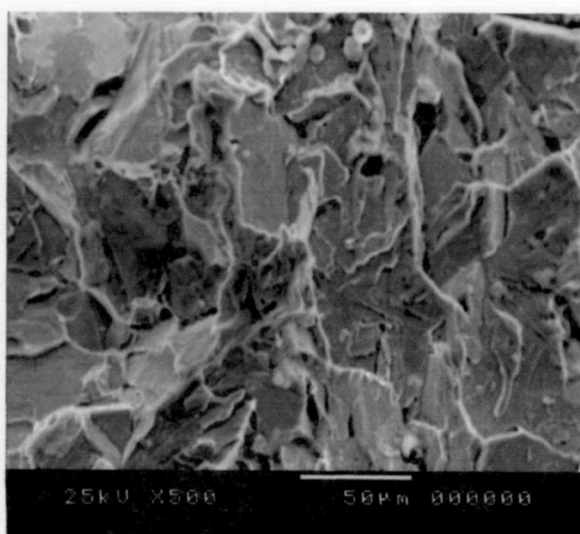
Crescimento - Trinca T4

FIGURA 67 - Regiões de crescimento das trincas T3 e T4

As FIG.68 e 69 apresentam as superfícies de fratura das regiões das regiões dos crescimentos das trincas T3 e T4, causadas pelo choque térmico e das regiões de pré-trincas, observadas em microscópio eletrônico de varredura, com aumento de 500 vezes. Observa-se que todas as superfícies apresentam características típicas de fratura por clivagem.

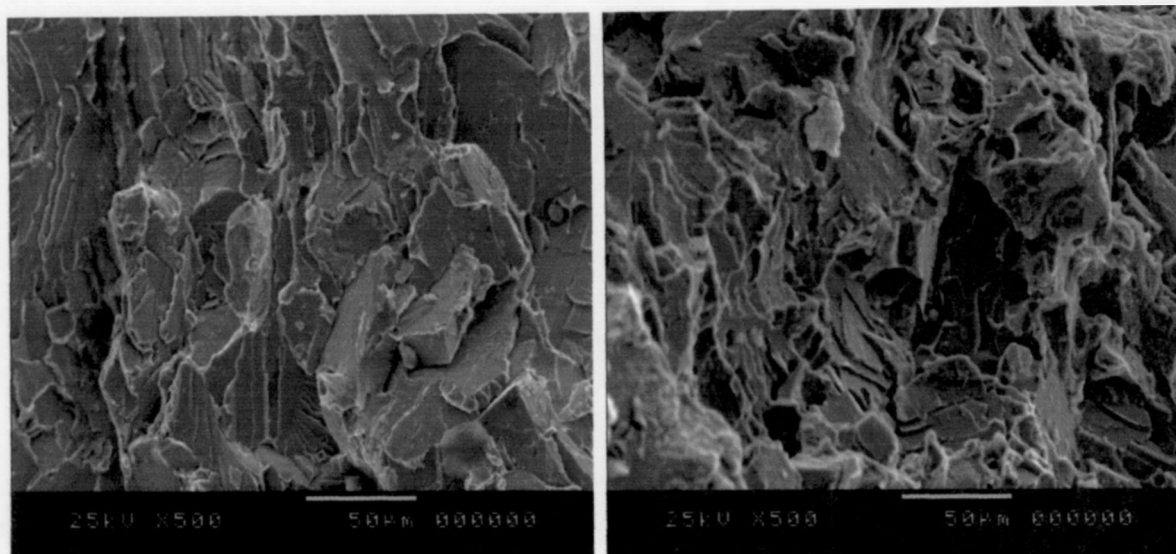


Pré-trinca - Trinca T3



Crescimento de trinca - Trinca T3

FIGURA 68 - Microfractografia da região da pré-trinca T3 e do crescimento de trinca



Pré-trinca - Trinca T4

Crescimento de trinca - Trinca T4

FIGURA 69 - Microfractografia da região da pré-trinca T4 e do crescimento de trinca

4.5.2. Construção do Diagrama de Profundidade Crítica de Trincas com as dimensões reais das trincas e com valores de K_{IR} , K_{IC} e K_I , de acordo com o código ASME

As superfícies das trincas T1 e T5, medidas em microscópio ótico, apresentaram razão de aspecto $a/l = 0,19$ e as trincas T2, T3 e T4 apresentaram razão de aspecto $a/l = 0,25$. Embora as trincas reais tenham apresentado dimensões bem diferentes daquelas obtidas nas medições por ultra-som as razões de aspecto destas trincas apresentaram valores bem próximos daqueles obtidos na pré-análise.

Apresentam-se na FIG. 70 e 71 os diagramas de profundidade crítica de trincas para as relações de aspecto $a/l = 0,19$ e $a/l = 0,25$ construídos de acordo com a metodologia do ASME. Ambos os DPCT apresentaram previsões de crescimento de trincas em torno de 63% da parede do modelo do VPR. Considerando que apenas duas trincas apresentaram crescimentos durante o choque térmico, e que estes crescimentos foram pequenos (aproximadamente 0,07% da espessura da parede do modelo do VPR) conclui-se que a metodologia

do código ASME para previsão do comportamento de trincas sob carregamento de choque térmico pressurizado é muito conservadora.

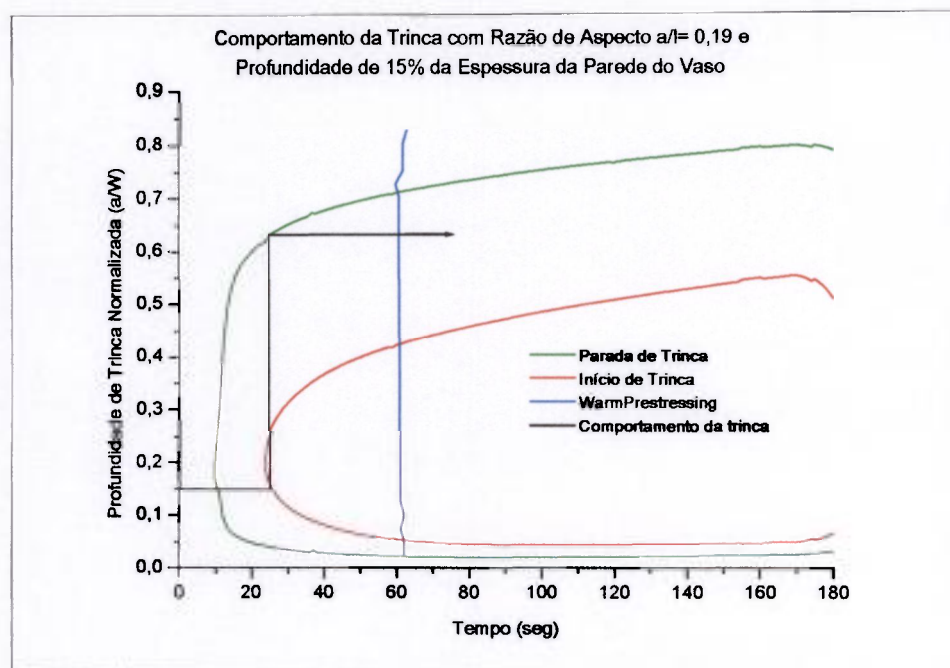


FIGURA 70 - Comportamento da Trinca com Razão de Aspecto $a/l = 0,19$ e Profundidade de 15% da Espessura da Parede do Vaso

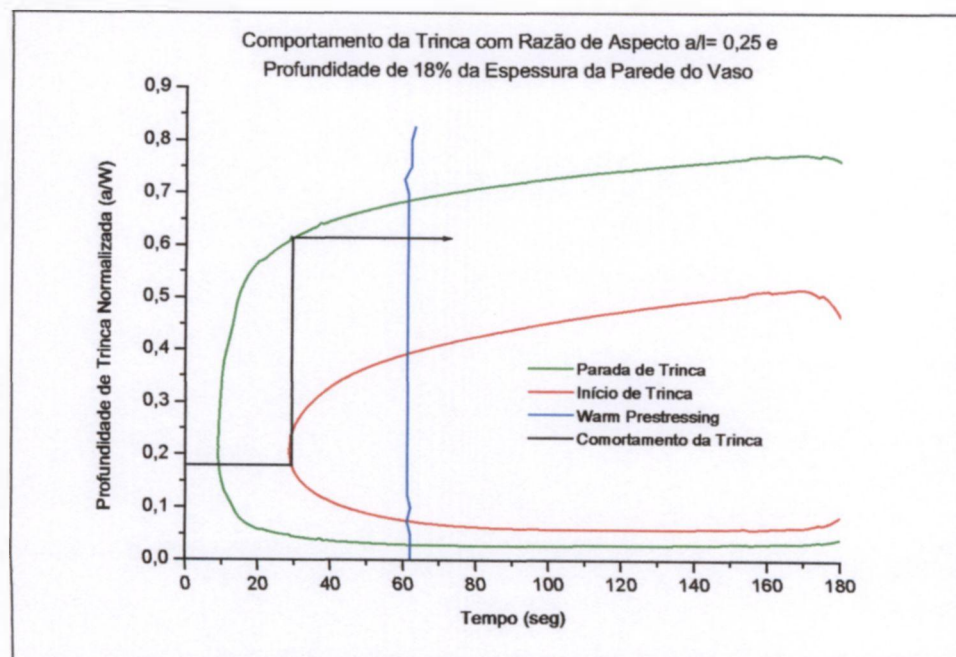


FIGURA 71 - Comportamento da Trinca com Razão de Aspecto $a/l = 0,25$ e Profundidade de 18% da Espessura da Parede do Vaso

4.5.3. Determinação de K_I pelo Método de Elementos Finitos tridimensional e estudo do crescimento de trinca

Na Fig. 72 apresentam-se o comportamento do fator de intensidade de tensões (K_I) calculado pelo modelo numérico, 3D, o comportamento da tenacidade calculada pela metodologia do ASME (K_{IC}) e da tenacidade calculada pela metodologia da Curva Mestre ($K_{IC,med}$) para a trinca T4 na posição $\theta=0^\circ$ (ver FIG. 138), em função do tempo do evento de choque térmico. Observou-se um comportamento semelhante para todas as trincas.

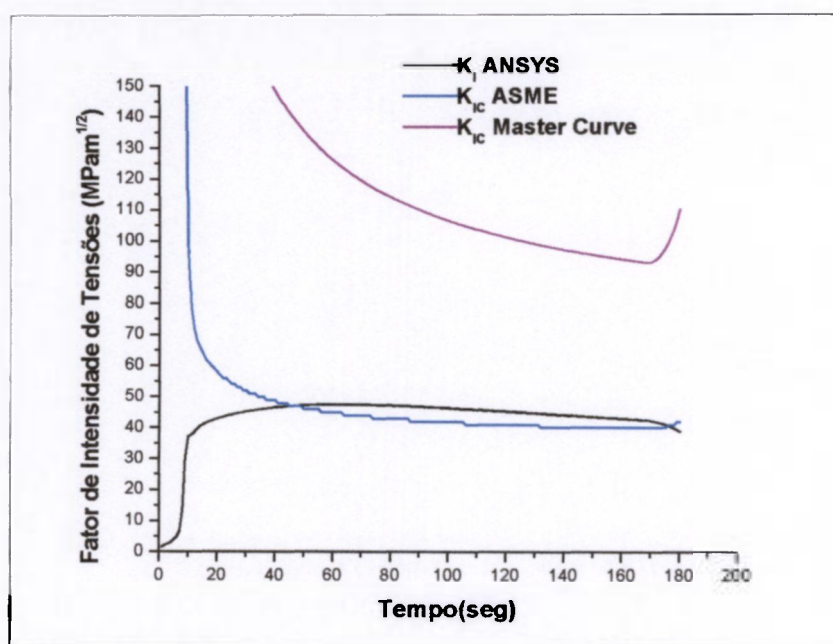


FIGURA 72 - Valores de K_I calculados pelo método numérico e de K_{IC} calculados pelo ASME e pela Curva Mestre para a trinca T4 na posição 0

Nessa posição a curva de K_I corta a curva de K_{IC} calculada pela metodologia do ASME indicando um crescimento de trinca no tempo de aproximadamente 25 segundos após o início do choque térmico.

A Curva Mestre ($K_{IC,med}$) não é interceptada em nenhum momento pela curva de K_I , onde se conclui que não haverá crescimento de trinca.

Observa-se que não é apresentado o comportamento do fator de intensidade de tensões (K_I) calculado pela metodologia do ASME. Isto se deve ao fato de que na posição $\theta = 0^\circ$ a EQ. (7) não tem validade.

Na Fig. 73 apresenta-se o comportamento do fator de intensidade de tensões (K_I) calculado pelo método numérico tridimensional e pela metodologia do ASME, da tenacidade calculada pela metodologia do ASME (K_{IC}) e da tenacidade calculada pela metodologia da Curva Mestre ($K_{IC,med}$) para a trinca T4 na posição $\theta = 90^\circ$ (ver FIG.38), em função do tempo do evento de choque térmico. Observou-se um comportamento semelhante para todas as trincas.

Nessa posição as curvas de K_I cortam a curva de K_{IC} calculada pela metodologia do ASME indicando crescimentos de trinca nos tempos de aproximadamente 22 segundos e 38 segundos após o início do choque térmico.

A Curva Mestre ($K_{IC,med}$) não é interceptada em nenhum momento pelas curvas de K_I , onde se conclui que não haverá crescimento de trinca.

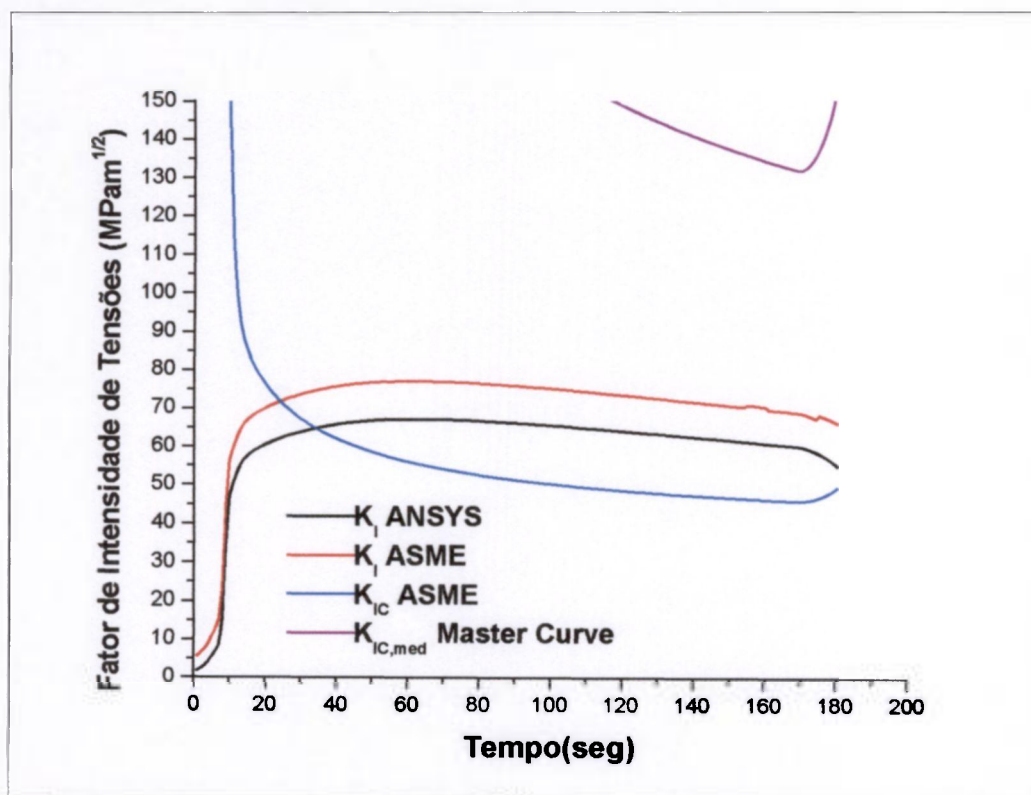


FIGURA 73 - Valores de K_I calculados pelo método numérico e pelo código ASME e de K_{IC} calculados pelo ASME e pela Curva Mestre para a trinca T4 na posição 90°

Apresentam-se nas FIG. 74 e 75 os valores de K_I calculados por elementos finitos, 3D, nas posições 90° e 0° , respectivamente, em função do tempo do evento de choque térmico. Observa-se que para a posição 90° os valores são

muito próximos uns dos outros (com amplitude em torno de $5 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$), independentemente da relação de aspecto da trinca. Na posição 0° os valores são menores e mais dispersos (com amplitude em torno de $25 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$). Estes resultados estão de acordo com a teoria de restrição á plasticidade na ponta da trinca (Nevalainen, 1997), que aumenta à medida que se aproxima da posição 90° .

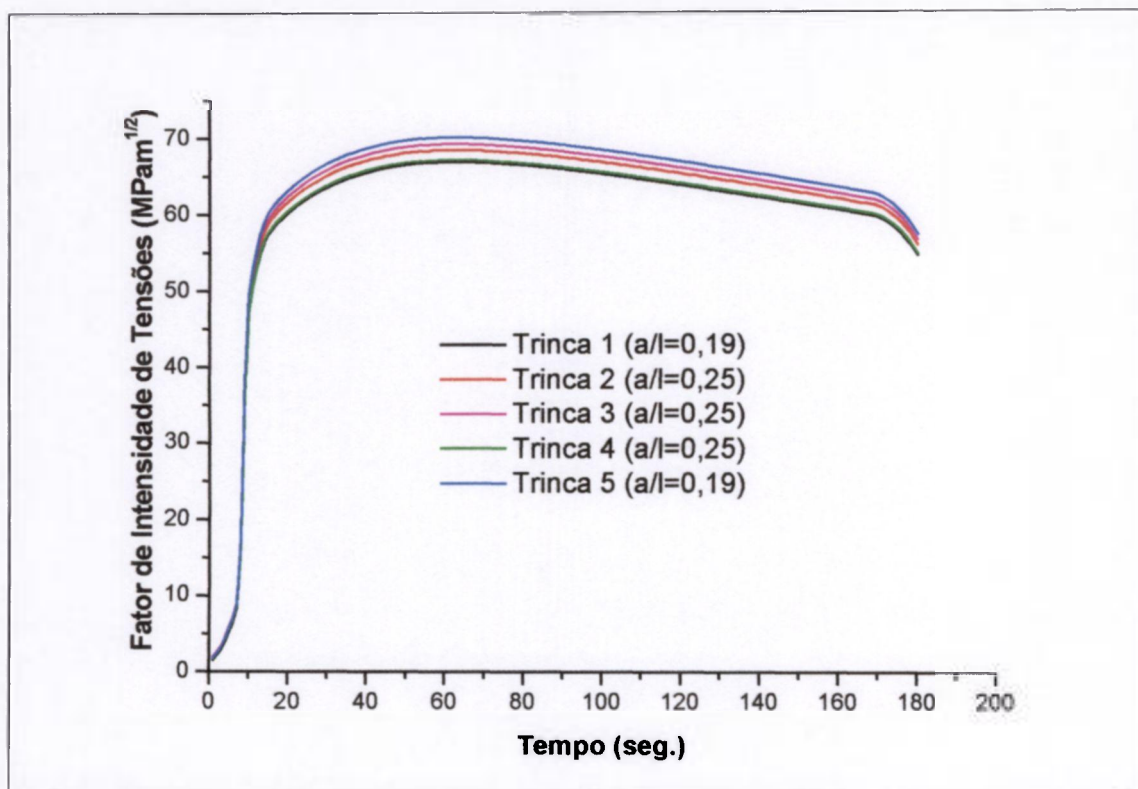


FIGURA 74 - Valores de K_I calculados pelo método numérico, 3D, na posição 90°

Na FIG. 76 são mostrados os valores de K_I para a trinca T5, nas posições 0° e 90° . Nota-se que há uma variação dos valores de K_I em torno de 100% da posição 0° para a posição 90° . Como os pontos de interseção das curvas de K_{Ic} com as curvas de K_I determinam o início de crescimento de trinca (FIG. 72 e 73) percebe-se que para K_I na posição de 90° as conclusões a respeito do comportamento das trincas seriam conservadoras.

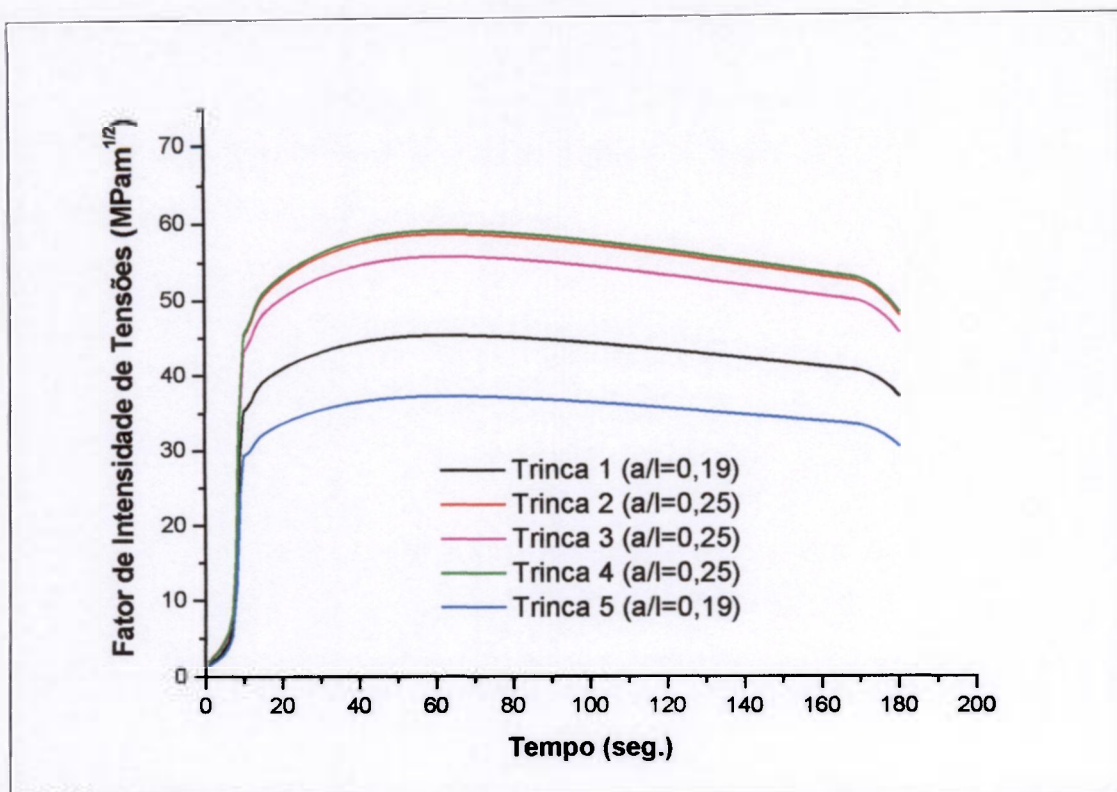


FIGURA 75 - Valores de K_I calculados pelo método numérico, 3D, na posição 0°

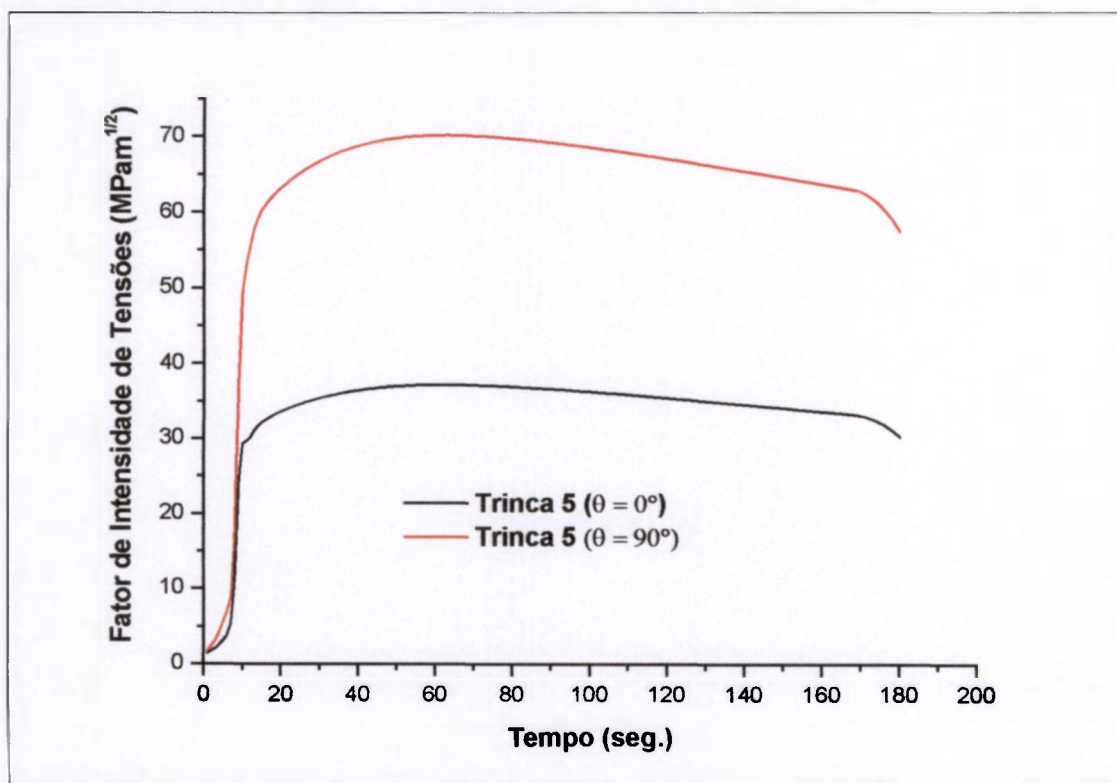


FIGURA 76 - Valores de K_I calculados pelo método numérico, 3D, na posição 0° e 90° para a trinca T5

Por outro lado, utilizando-se as informações obtidas da interseção das curvas de K_{IC} com as curvas de K_I na posição de 0° as conclusões seriam pouco conservadoras. Conclusões sobre comportamento real de uma trinca devem ser obtidos para valores intermediários, os quais não são fornecidos pela metodologia aqui utilizada.

4.6. Avaliação dos resultados experimentais e comparação com resultados das análises pré-teste e pós-teste

O aço SAE 8620, no estado "como recebido", apresentou uma temperatura de transição frágil-dúctil de 43°C para uma energia absorvida de 28 Joule, no ensaio de impacto Charpy. Isto demonstra um alta fragilidade, a qual é devida, provavelmente, ao seu estado bruto de forjamento. Entretanto, isto é bastante interessante para a avaliação de choque térmico pressurizado, na qual se pretende simular um vaso de pressão de reator fragilizado, em virtude do alto fluxo de neutrons rápidos.

Para confirmar que esta fragilização é devida ao estado bruto de forjamento, foi feito um tratamento térmico de normalização, de acordo com especificações do fabricante, o qual causou um grande aumento da ductilidade do material, de modo que, no ensaio de impacto Charpy, o mesmo apresentou uma temperatura de transição frágil-dúctil de -38°C para uma energia absorvida de 28 Joule.

O mesmo comportamento foi observado com relação às Temperaturas de Referência T_0 (ou T_{KIC}) para iniciação de trinca, o que demonstra uma vez mais a fragilidade do material no estado bruto de forjamento.

As Temperaturas de Referência T_0 (T_{KIA} para parada de trinca e T_{KIC} para iniciação de trinca) apresentaram valores muito próximos entre si, para o aço no estado "como recebido". A proximidade entre as curvas $K_{IC,med}$ e $K_{IA,med}$ significa que, durante o evento de PTS, em sendo disparado o crescimento de uma trinca preexistente na parede do vaso, esta pararia de crescer quase instantaneamente ao encontrar regiões com temperaturas mais elevadas. Esse tipo de comportamento não é esperado em aços ferríticos. Esta aparente incoerência deve-se, provavelmente, ao fato de que o método utilizado para estimar $K_{IA,med}$ é um método empírico, ainda em estudo e não normalizado. Entretanto, observando os crescimentos ocorridos nas trincas T3 e T4, vê-se uma que há uma coerência,

já que estes crescimentos foram muito pequenos (aproximadamente 0,07% da parede do modelo do VPR).

Os resultados obtidos com a nova metodologia para obtenção de trincas na parede do modelo do VPR, desenvolvida neste trabalho, demonstram a sua importância tanto para estudos futuros de avaliação de choque térmico pressurizado em vasos de pressão de reatores nucleares quanto para fabricação de padrões e corpos-de-prova para treinamento de operadores e execução de ensaios não destrutivos, tais como ultra-som, líquidos penetrantes e partículas magnéticas.

A técnica de ensaios por ultra-som utilizada para medição e localização das trincas na parede do vaso apresentou uma boa precisão (3% em média) no que diz respeito à medição de suas profundidades. Para a medição dos comprimentos das trincas, essa precisão não foi tão boa (21% em média). Isto se deve à imprecisão inerente da técnica utilizada, porquanto nas extremidades das trincas ocorre pouca reflexão do feixe sônico. Assim, é necessário utilizar-se de técnicas que sejam mais precisas para realizar estas medidas.

A instrumentação extensiométrica feita com o objetivo de observar qualquer crescimento de trinca durante o transitório de choque térmico foi prejudicada por problemas técnicos. Foi utilizado material ainda não testado no uso em altas temperaturas o que levou à obtenção de resultados não confiáveis.

O sistema de aquecimento, de refrigeração (queda de água) e de alívio de pressão, bem como o transdutor de pressão, todos projetados e construídos especificamente para este experimento, funcionaram de acordo com o esperado. Estes sistemas se mostraram compatíveis com as necessidades dos testes de choque térmico pressurizado, proporcionando as condições exigidas, quais sejam: pressão interna do vaso, temperatura, resfriamento rápido, além dos requisitos de operação segura.

A distribuição de temperaturas na parede do modelo do VPR, determinada experimentalmente por meio de 10 termopares, apresentou boa aderência quando comparada com os resultados obtidos na simulação termo-hidráulica utilizando o código RELAP5, MOD.3.2.2γ (Relap5, 1999).

As trincas T1, T2 e T5 não apresentaram crescimento. As trincas T3 e T4 apresentaram pequenos crescimentos por clivagem (FIG. 68 e 69) em regiões próximas à superfície da parede do vaso. Tal fato se deve provavelmente ao perfil

irregular dessas trincas. Outro fato que leva a essa conclusão é o fato de que os crescimentos de trinca ocorreram por clivagem e não por crescimento dúctil (ver FIG. 68 e 69).

A seguir será apresentada uma análise crítica das metodologias utilizadas neste trabalho para avaliação de comportamento de trincas. Esta análise será feita por meio da comparação dos resultados previstos com os resultados experimentais.

1. A metodologia para previsão do crescimento de trincas do código ASME, que utiliza a temperatura de referência de ductilidade nula (RT_{NDT}) para o cálculo de K_{IC} e K_{IR} , se mostrou muito conservadora, indicando crescimentos de trinca da ordem de 60% da espessura da parede do vaso para todas as cinco trincas. A previsão feita pelo método da Curva Mestra indicou a ausência de qualquer crescimento de trinca. Comparando-se com os resultados experimentais obtidos, a utilização da Curva Mestra no estudo do comportamento de crescimento de trincas sob choque térmico pressurizado se mostrou mais adequada.
2. Utilizando-se os valores de K_I e os valores de K_{IC} obtidos de acordo com o código ASME e os valores de K_I calculados por elementos finitos (Ansys 3D) para a posição 90° conclui-se que haverá crescimento em todas as trincas. Para a posição 0° não é possível calcular os valores de K_I pela metodologia do ASME em vista de que nesta posição a EQ. 7 não tem validade. Para esta posição foram comparados os valores de K_I calculados por elementos finitos e K_{IC} pelo método ASME, apresentando o mesmo comportamento que na posição 90° para todas as trincas. Pode-se concluir que esta metodologia para previsão de crescimento de trincas é conservadora.
3. A metodologia utilizando-se os valores de K_I obtidos por meio do cálculo por elementos finitos (Ansys 3D) e os valores de $K_{IC,med}$ determinados experimentalmente pelo método da Curva Mestra não indicaram crescimento em nenhuma das trincas. Entretanto, as trincas T3 e T4 apresentaram pequeno crescimento por clivagem. Observando-se o contorno destas trincas antes do choque térmico (FIG. 41 e 42), nota-se que em ambas há uma região de afinamento, na qual iniciou-se o crescimento. O modelamento da trinca na parede do vaso, utilizando elementos finitos, foi feito para uma trinca ideal

(semi-elíptica), não levando em consideração este afinamento. Este é, provavelmente, o motivo desta discrepância.

5. COMENTÁRIOS E CONCLUSÕES

Com relação à instalação extensométrica para medição de tensões e crescimento de trinca durante choque térmico em um modelo do vaso de pressão de reator nuclear, pode-se afirmar que:

1- A proteção mecânica utilizada resistiu bem á pressão, mas a cobertura protetora não foi capaz de blindar a entrada de água na região dos extensômetros, tanto nos instalados externamente ao vaso quanto nos instalados internamente, em razão das altas temperaturas. Assim, não foi possível detectar crescimento de trinca durante o choque térmico por meio dos extensômetros instalados. Deste modo, aconselha-se utilizar extensômetros encapsulados nesse tipo de experimento.

2- A fixação de extensômetros sobre uma trinca com o objetivo de medir deformações mostrou-se inadequada, em vista de que o movimento de abertura da trinca, causado pela tensão circunferencial de tração, provoca grandes deformações nestes extensômetros, ultrapassando seus limites operacionais.

Com relação à metodologia desenvolvida para obtenção de trincas na parede do vaso de pressão, pode-se afirmar:

1- Os resultados obtidos em corpos-de-prova mostraram a viabilidade da metodologia desenvolvida neste trabalho. Uma vez que este desenvolvimento é inédito, devem ser conduzidas investigações específicas para definir a relação entre temperatura e carga de impacto de modo a se obter trincas com comprimentos e profundidades desejadas Com relação à profundidade do entalhe, observou-se que a mesma não influencia diretamente nas dimensões das trincas obtidas.

2- No modelo do vaso de pressão de reator nuclear usado neste experimento de choque térmico pressurizado esta metodologia produziu resultados satisfatórios na obtenção de trincas axiais.

Com relação ao teste de choque térmico pressurizado, pode-se afirmar:

1- O teste foi conduzido de acordo com o planejado e apresentou os resultados esperados. A temperatura da parede externa caiu de 302 °C para 48 °C no tempo de 172 segundos comprovando a simulação realizada por meio dos cálculos termo-hidráulicos (ver FIG. 45). Das cinco trincas existentes na parede do vaso, apenas duas apresentaram pequenos crescimentos em razão do choque térmico.

2- Deve-se ressaltar que este é um experimento inédito, de grande porte, e que, a princípio, demandaria recursos materiais significativos. Entretanto, todo o trabalho foi planejado e executado de modo a reduzir os custos. Desta maneira, a instrumentação e os equipamentos utilizados foram, em sua maioria, projetados de modo a serem utilizados em experimentos posteriores e construídos com material reutilizado.

Com relação às metodologias para avaliação de choque térmico pressurizado, pode-se afirmar:

1- A metodologia estabelecida pelo código ASME, Seção XI, Apêndice A, para previsão do crescimento de trincas é conservadora e apresentou previsão de crescimentos de todas as trincas em torno de 60% da espessura da parede do vaso. Utilizando-se os valores de K_I calculados pelo código ASME e os valores de $K_{IA,med}$ e $K_{IC,med}$ obtidos experimentalmente pela Curva Mestre, não houve previsão de crescimento de trinca. No entanto, deve-se ressaltar que o cálculo de K_I como a metodologia do ASME faz uso de equações que dependem de alguns parâmetros obtidos em ábacos, os quais incorporam imprecisões tanto de construção quanto de interpolações ou extrapolações das variáveis de entrada. Não se pode, assim, garantir que esses resultados serão sempre pouco conservadores.

2- Utilizando-se os valores de K_I o calculados por elementos finitos e os valores de $K_{IA,med}$ e $K_{IC,med}$, obtidos experimentalmente pela Curva Mestre, também não houve previsão de crescimento de trinca.

Comparando as metodologias ASME-Curva Mestre com Elementos Finitos-Curva Mestre conclui-se que a segunda apresenta melhores resultados em vista de:

1. a metodologia estabelecida pelo ASME não permite calcular o valor de K_I na posição 0° , isto é, na superfície do vaso enquanto que o método de elementos finitos 3D permite calcular o valor de K_I em toda a frente da trinca;
2. o cálculo de K_I por elementos finitos poderá apresentar resultados com maior exatidão se a modelagem da trinca na parede do vaso for feita utilizando-se uma função que melhor descreva a frente da trinca;
3. em razão da variação dos valores de K_I na frente da trinca, entre as posições 0° e 90° , torna-se necessário o desenvolvimento de modelos para melhor representar este parâmetro.

Diante do exposto, pode-se afirmar que o uso da metodologia da Curva Mestre para caracterização da tenacidade à fratura para iniciação e parada de trincas juntamente com a modelagem tridimensional por elementos finitos para caracterização do campo de tensões na frente da trinca mostrou-se menos conservadora. Considerando que em geral análises de PTS são realizadas para se determinar a extensão ou não da vida útil de um VPR, os valores calculados pela metodologia do código ASME poderiam sugerir, o comprometimento precoce, do funcionamento de uma usina nuclear. Portanto é fundamental o uso de métodos numéricos para avaliar de forma precisa a força motriz da trinca, bem como a aplicação de metodologias modernas, tal como a da Curva Mestre, para a determinação da resistência à fratura de vasos de pressão de reatores nucleares sob condições de choque térmico pressurizado.

6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como sugestões para trabalhos futuros apresentam-se as seguintes recomendações:

- 1- Realizar testes de choque térmico pressurizado em modelos em escalas reduzidas, o que, além de diminuir custos, viabilizaria o estudo com modelos fabricados com diferentes tipos de aços e diferentes níveis de fragilização.
- 2- Incluir na metodologia de avaliação de choque térmico pressurizado, análises elastoplásticas e metodologias biparamétricas (JQ) para caracterização do campo de tensões e deformações ao longo da frente da trinca, uma vez que no presente trabalho utilizou-se análise elástica linear (para determinação do fator de intensidade de tensões).
- 3- Realizar análises tridimensionais por elementos finitos utilizando-se a geometria trincada com detalhes para comparação com os resultados com os resultados obtidos com o modelamento tridimensional de trincas semi-elípticas ideais.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. ***Standard Test Method for Determining Plane-Strain Crack Arrest fracture Toughness K_{Ia} of Ferritic Steels***. 2001. (ASTM 1221-96).

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. ***Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials***. 2001. (ASTM E 8-00b).

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. ***Standard Test Method for Plane-Strain fracture Toughness of Metallic Materials***, 2001. (ASTM E 399-97).

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. ***Standard Test Method for J_{IC} a Measure of Fracture Toughness***. 1989. (ASTM E 813-89).

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. ***Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness***. 2001. (ASTM E 1820-99a).

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. ***Test Method for determination of reference temperature, T_0 , for ferritic steels in the transition range***. 2001. (ASTM E1921-00).

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. ***Standard Test Method for Crack-Tip Opening Fracture Toughness Measurements***. 2001. (ASTM E 1290-99)

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. ***Standard Test Method for Conducting Drop-Weight Test to Determine Nil-Ductility Transition Temperature of Ferritic Steels***. 2000. (ASTM E 208-95a).

ASME BOILER AND PRESSURE VESSEL CODE. Section XI, Appendix A. **Rules for Inservice Inspection of Nuclear Reactor Coolant Systems**, 1998.

ASME BOILER AND PRESSURE VESSEL CODE. Section XI, Appendix B; NB 2330; **Rules for construction of nuclear power plants components class I components**, 1998. (ASME NB 2330).

ANDERSON, T.L. **Fracture Mechanics Fundamentals and Applications**. 2.ed. Florida, N.W: CRC Press, 1995.

METALS HANDBOOK, **Properties and Selection: Iron and Steels**. 9^a ed., Vol.1, Ohio, 1978.

BASS R., WINTLE J. e HURST R.C; **Structural Integrity Assessment: How Safe Is it? – An Evaluation of the Integrated Approach Through the Results of the NESC-1 Case Study**, In: NESC-1 seminar, 27-28 March, Petten, 2000.

BASS B.R.; PUGH C.E.; SIEVERS J. e SHULTZ H.; **International Comparative Assessment Study of Pressurized Thermal Shock in Reactor Pressure Vessels**. Division of Engineering Technology, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC. 1999.

BARROSO, S.P. **Análise de Tensão no Circuito Primário de Reator Nuclear**. 1996. Dissertação (Mestrado) Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.

BORLOO, E.; LEMAITRE, P. Non-Destructive Examination Practices and Results, In: CEC/OECD/IAEA SPECIALISTS MEETING, 8-10 March, 1994, Petten, Proceedings...

BRUMOVSKI, M.; WALLIN, K.; GILLEMOT, F. Status of Crp-4 On Mc- Brief Summary and Results. In: AIEA TECHNICAL MEETING - MASTER CURVE AND RESULTS APPLICATION, sept, 2001. Prague. Proceedings... Prague, 2001.

CRUZ, JULIO R.B. e NETO, M.M. Avaliação da Integridade Estrutural de Vasos de Pressão de Reatores PWR. In: 15º CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA, Nov. 22-26, 1999, Águas de Lindóia. Proceedings... Águas de Lindóia, 1999.

DICKSON, T.L.; MALIK, S.N.M. A Probabilistic Fracture Mechanics Methodology for Application to pressurized Thermal Shock,. In: IAEA Specialists Meeting on Methodology and Supporting Research for PTS Evaluation, 18-20 July, 2000, Rockville.

DOE - U.S. DEPARTMENT OF ENERGY. DOE Fundamentals Handbook - Materials Science. Vol. 1 e 2. Washington, D.C., 1993.

HE, Y.; ISOZAKI, T. *Fracture mechanics Analysis and evaluation for the VPR of Chinese Qinshan 300MW NPP Under PTS*. Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, 2000.

HODULACK, L.; BLAUDEL, J.G.; SIEGELE, D.; URICH, B. Thermal shock experiments on cracked clad plates. *Nuclear Engineering and Design*, Vol.188, p. 139-147, 1999.

JHUNG, M.J.; PARK, Y.W. Deterministic Structural and Fracture Mechanics Analyses of Reactor Pressure Vessel for Pressurized thermal Shock. *Structural Engineering and Mechanics*, Vol.8, n. 8, pp. 103-118, 1999.

JHUNG, M.J.; PARK, Y.W.; JANG, C. Pressurized thermal shock analyses of a pressure vessel using critical crack depth diagrams. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 76, p. 813-823, 1999.

KIM, S.H.; PARK, Y.W.; KANG, S.S.; CHUNG, H.D. Estimation of fracture toughness transition curves of VPR steels from Charpy impact tests data. *Nuclear and Engineering and Design*, Vol. 212, p. 49-57, 2002.

KEIM, E.; SCHMIDT, C.; SCHOPPER, A.; HERTLEIN, R. Life Management of Reactor Pressure Vessels Under Pressurized Thermal Shock Loading: Deterministic Procedure and Application to Western and Eastern Type of Reactors. In: IAEA SPECIALISTS MEETING ON METHODOLOGY AND SUPPORTING RESEARCH FOR PTS EVALUATION, 18-20 July, 2000, Rockville.

MCGOWAN, J.J. Application of Warm Prestressing Effects to Fracture mechanics Analyses of Nuclear Reactor Vessels during Severe Thermal Shock. *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 51, p. 431-444, 1979.

MISHIMA, Y. ET AL. PTS Integrity Study in Japan. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 58, p. 91-104, 1994.

MOINEREAU, D.; BEZDIKIAN, G.; FAIDY, C. Methodology for the pressurized thermal shock evaluation: recent improvements in French VPR PTS assessment. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 78, p. 69-83, 2001.

NEVALAINEN, M. J. Fracture toughness comparison between a semielliptical surface crack in a 4PB plate and a through-thickness crack in a 3 pb fracture toughness test specimen. Espoo: Technical Research Center of Finland, 1997. (VTT publications 303).

PALMIERI, E.T.; NAVARRO, M.A.; ARONE, I.D.; TERRA, J.L. Avaliação Termo-Hidráulica da Montagem Experimental de Choque Térmico Pressurizado do CDTN/CNEN. In: INTERNATIONAL NUCLEAR ATLANTIC CONFERENCE /ENFIR, ago 2002, Rio de Janeiro.

PALMIERI, E.T.; *Reavaliação termo-hidráulica da Montagem Experimental de Choque Térmico Pressurizado do CDTN/CNEN*. Belo Horizonte: CDTN, Jul. 2004 (NI-EC3-02/04).

PENNEILL, W.E.; MALIK, S.N.M. Structural Integrity Assessment of Aging of Nuclear Reactor Vessels. *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 172, pp. 27-47, 1997.

PICKLES, B.W., COWAN, A. A Review of Warm Prestressing Studies. *International Journal of Pressure Vessels na Piping*, Vol. 14, p. 95-131, 1983.

PLANMAN V.T.; WALLIN K.; RINTAMAA R. Evaluating crack arrest fracture toughness from Charpy impact testing. In: 14TH INTERNACIONAL CONFERENCE ON STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY, Vol. 14, Aug 17-22, 1997, Lyon, France.

PUGH, C.E., BASS, B.R.; *A Review of Large Scale Fracture Experiments Relevant to Pressure Vessel Integrity Under Pressurized Thermal Shock Conditions*, Division of Engineering Technology, U.S. Regulatory Commission, Washington, DC, 2000.

QUINAN, M.A.D. *Análise de Ensaio Instrumentado de Impacto Tipo Charpy*. 1999. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte.

RABELLO, E.G.; CRUZ, J.R.B.; GODEFROID, L.B. Determinação da Temperatura de Referência (T_0) de um Aço Din15mo3 Normalizado e Tratado Termicamente, Simulando uma ZTA. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA, 16, Nov, 2001, Uberlândia.

RAUNO RINTAMAA, KIM WALLIN, HEIKKI KEINANEN, TAPIO PLANANM, HELI TALJA. Consistency of fracture assessment criteria for NESC-1 thermal shock test. *International Journal of Pressure Vessels na Piping*, Vol. 78, p.125-135, 2001.

ROSINSK, S.T., SERVER, W.L. Application of the Master Curve in the ASME Code. *International Journal of Pressure Vessels na Piping*, Vol. 77, p. 591-508, 2000.

ROSS, E.; EISELE, U.; STUMPFROCK, L. Transferability of Results of PTS experiments to the integrity assessment of Reactor Pressure Vessels. ***Nuclear Engineering and Design***, Vol. 198, p. 173-183, 2000.

SOKOLOV, M.A.; WALLIN, K.; MCCABE, D.E. Application of small specimens to fracture mechanics characterization of irradiated pressure vessel steels, ***Fatigue and Fracture Mechanics***: Vol. 28 ASTM STP 1321, J. H. Underwood, B. D. MacDonald, and M. R. Mitchell, Eds., American Society for Testing and Materials. 1997.

TAYLOR N; BASS ,B.R; WINTLE, J. e HURST, R. C.; *NESC-1 Project Overview*. European Commission, Institute of Advanced Materials, Petten, The Netherlands, 2001.

TAYLOR, N.; HURST, R.; MCGARRY, D. Evaluating the NESC-1 and the Integrated Approach to Structural Integrity Assessment. In: IAEA SPECIALISTS MEETING ON METHODOLOGY AND SUPPORTING RESEARCH FOR PTS EVALUATION, 18-20 July, 2000, Rockville.

VIDA GOMES, P.T. ***Influência do Envelhecimento Térmico na Tenacidade à Fratura de Aço Estrutural***. 1999. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.

YOUNG, L. A fracture mechanics analysis of PWR nuclear power plant reactor pressure vessel beltline weld. ***Journal of Nuclear Materials***, Vol. 288, p.197-201, 1997.

YOON, K. Proposed ASME Code Case and Dynamic Fracture Toughness Data. In: WORKSHOP ON USER'S EXPERIENCE WITH THE FRACTURE TOUGHNESS MASTER CURVE, May 6, 1998, Atlanta.

WALLIN, K. **Publicação Eletrônica** [Mensagem Pessoal]. Mensagem recebida por <gomespt@cdtn.br> em set.2003.

WALLIN, K. Fracture Toughness Transition Curve Shape for Ferritic Structural Steels. In: JOINT-FEPG/ICF INTERNATIONAL CONFERENCE ON FRACTURE OF ENGINEERING MATERIALS, August 6-8, Singapore, 1996. Proceedings... Singapore, p. 83-88.

WALLIN, K., RINTAMAA, R. NAGEL, G. Conservatism of ASME K_{IR} - reference curve with respect to crack arrest. *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 206, p. 185-199, 2001.

III-SEOK, J. et al. Lessons learned from the plant-specific pressurized thermal shock integrity analysis on an embrittled reactor pressure vessel. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 78, p. 99-109, 2001.

CÓDIGOS COMPUTACIONAIS

ANSYS - Swanson Analysis Systems, Inc., Fracture Mechanics - A revision 4.4 tutorial. May 1, 1989.

Relap5 Development Team, RELAP5/MOD3.2.2 γ Code Manual (Vol. 1-8), Scientech Inc., NUREG/CR-5535, June 1999.

8. APÊNDICE A - RESULTADOS DA CARACTERIZAÇÃO DO AÇO SAE 8620

• Testes de tração

Na TAB. A1 apresentam-se os valores obtidos nos ensaios de tração do aço SAE 8620 na condição “como recebido”.

TABELA A1 - Valores obtidos nos ensaios de tração do aço SAE 8620 no estado “como recebido”

| Posição do CP | Temperatura de Teste (°C) | Tensão de Escoamento MPa | Tensão Máxima MPa | Tensão de Ruptura MPa |
|---------------|---------------------------|--------------------------|-------------------|-----------------------|
| RC | -7 | 302,3 | 523,9 | 370,7 |
| CR | -7 | 295,5 | 533,5 | 380,3 |
| RL | -7 | 294,1 | 521,2 | 369,4 |
| CR | 9 | 283,2 | 509,9 | 363,8 |
| CR | 24 | 279,1 | 491,1 | 337,9 |

• Análise química

Os valores obtidos na análise química do aço do vaso são mostrados na TAB.A2, abaixo.

TABELA A2 - Composição química do aço SAE 8620, obtida em análise química

| Elemento | C | Mo | Ni | Cr | Mn | Si | Cu | S | P |
|----------|------|------|------|------|------|------|-------|-------|-------|
| Teor(%) | 0,22 | 0,15 | 0,42 | 0,48 | 0,76 | 0,24 | 0,066 | 0,012 | 0,022 |

Todos os valores estão de acordo com a especificação do fabricante, o que pode ser observado na tab. A3, a seguir:

TABELA A3 - Composição química do aço SAE 8620, fornecida pelo fabricante

| Elemento | C | Mo | Ni | Cr | Mn | Si | Cu | S | P |
|--------------|------|------|------|------|------|------|----|---|---|
| Teor min(%) | 0,18 | 0,15 | 0,40 | 0,40 | 0,70 | 0,20 | - | - | - |
| Teor max (%) | 0,23 | 0,25 | 0,70 | 0,60 | 0,90 | 0,35 | - | - | - |

- **Metalografia ótica**

Na FIG. A1 mostra-se a estrutura metalográfica das amostras nas posições CR, RC e RL. Em todas elas, a estrutura é constituída de perlita (em menor proporção tendendo a uma forma esferoidizada) e ferrita (em maior proporção). Nota-se que, em meio à ferrita, há presença de partículas globulares e agulhadas, sendo típico de carbonetos e também há a presença de finas agulhas(escuras), constituinte este de difícil resolução por microscopia ótica. Os constituintes citados anteriormente estão concentrados em várias regiões da amostra. Observa-se também a presença de raras inclusões típicas de óxidos e sulfetos.

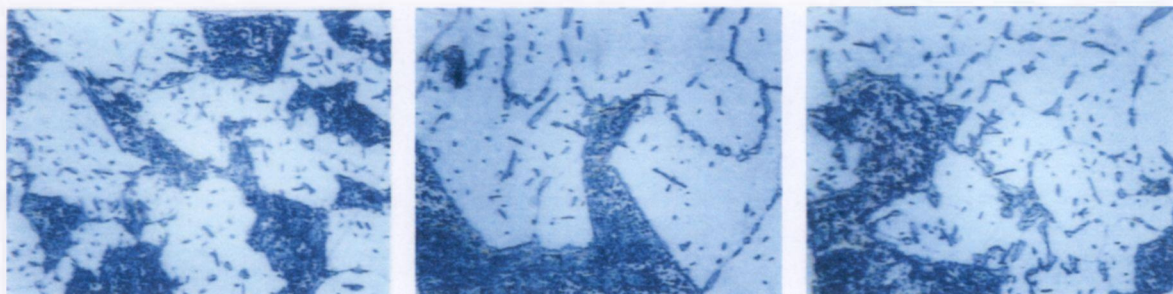


FIGURA A1 - Estruturas metalográficas das amostras nas orientações CR, RL e RC

- **Energia de impacto Charpy**

Nas FIG. A2, A3 e A4 mostram-se as curvas de transição dúctil-frágil obtidas nos ensaios Charpy do aço no estado "como recebido". Estas curvas de transição foram construídas pelo ajuste da equação:

$$y = p1 + p2 * \tanh((x - p4) / p3) \quad (A1)$$

Sendo:

p1, p2, p3 e p4 , parâmetros de ajuste;

y, energia de impacto em Joule;

x, a temperatura de teste.

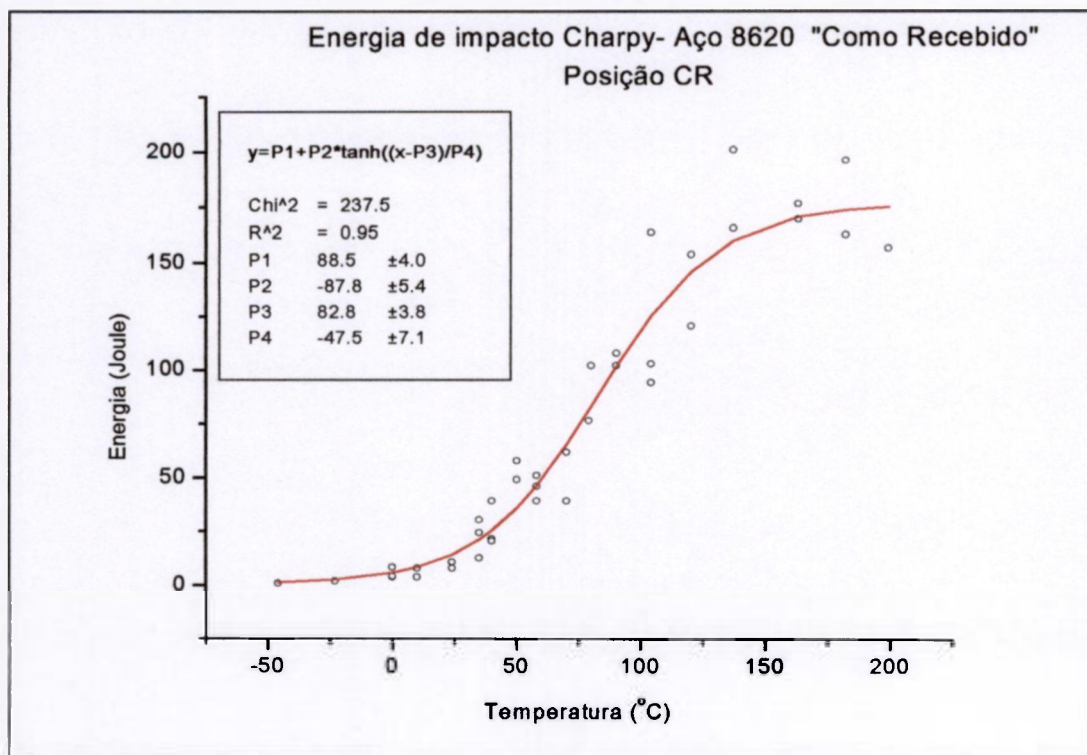


FIGURA A2 – Curva de Transição dúctil-frágil, posição CR

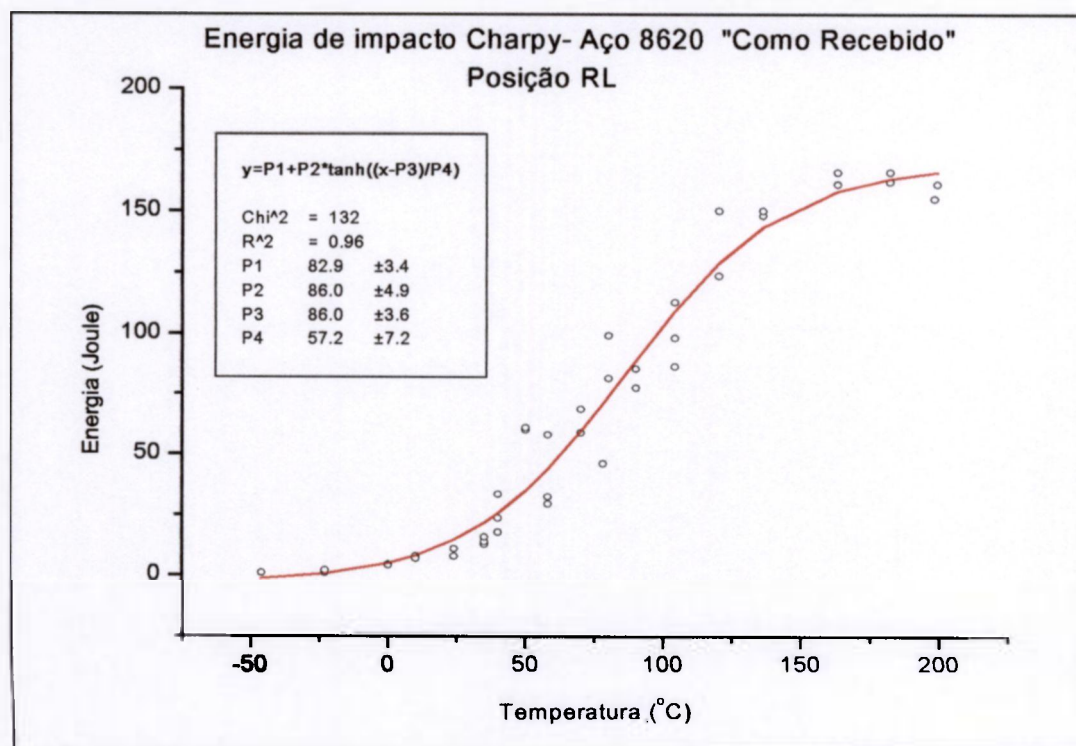


FIGURA A3 - Curva de Transição dúctil-frágil, posição RL

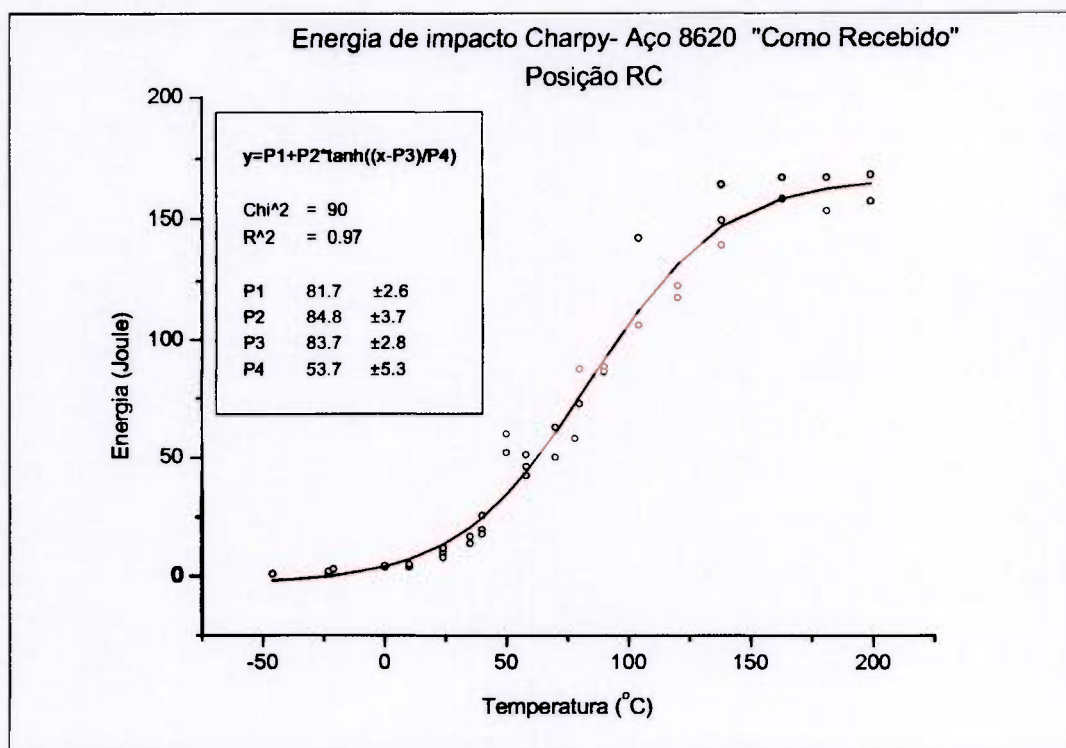


FIGURA A4 - Curva de Transição dúctil-frágil, posição RC

Nas TAB.A4, A5 e A6 mostram-se as temperaturas de ensaio Charpy, as energias de impacto e suas respectivas aparências de fratura para as três posições de retirada dos corpos-de-prova (CR, RC e RL) do aço no estado "como recebido". Nota-se que a energia de impacto é similar para as três posições, o que já era esperado tratando-se de um aço forjado.

A temperatura de transição dúctil-frágil calculada pela EQ. A1, para uma energia de 28 Joule (valor determinado pela norma ASTM (ASTM E1921-00)), foi de 44 °C, o que denota uma alta fragilidade. Esta condição de fragilidade pode ser confirmada observando-se as superfícies de fratura dos corpos-de-prova, nos quais se nota um início de fratura dúctil somente a partir daqueles fraturados à temperatura de 58 °C.

Como o aço SAE 8620 é um aço de alta ductilidade, de acordo com especificações de fábrica, supõe-se que este comportamento se deva ao fato de que este material não foi submetido a nenhum tratamento térmico de normalização após a forja, estado no qual ele é fornecido pelo fabricante.

TABELA A4 - Energias de impacto do aço SAE 8620 no estado "como recebido" e respectivas aparências de fratura – Posição CR

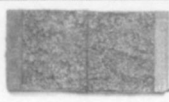
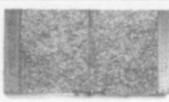



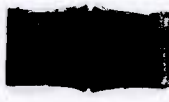
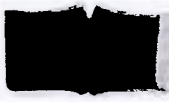



| | | | | | |
|---------------------------|---|---|---|--|---|
| Aparência da Fratura |  |  |  |  |  |
| Energia absorvida (Joule) | Cp1: 1,0 Cp2: 1,0 | Cp3: 2,0 Cp4: 2,0 | Cp5: 4,0 Cp6: 4,1 | Cp7: 7,9 Cp8: 3,9 | Cp9: 10,8 Cp10: 7,9 |
| Temperatura (°C) | -46 | -23 | 0 | 10 | 24 |
| Aparência da Fratura |  |  |  |  |  |
| Energia absorvida (Joule) | Cp11: 39,2 Cp12: 51,0 | Cp13: 103,0 Cp14: 94,10 | Cp15: 65,7 Cp16: 201,0 | Cp17: 162,8 Cp18: 196,1 | Cp19: 156,9 Cp20: 158,1 |
| Temperatura (°C) | 58 | 104 | 137 | 182 | 199 |

TABELA A5 - Energias de impacto do aço SAE 8620 no estado "como recebido" e respectivas aparências de fratura – Posição RC





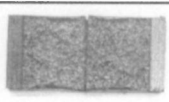

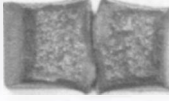
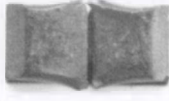
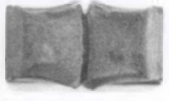
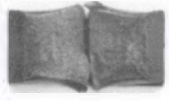




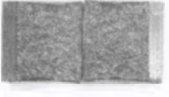


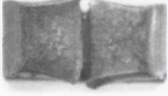
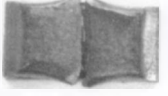

| | | | | | |
|---------------------------|---|---|---|--|---|
| Aparência da Fratura |  |  |  |  |  |
| Energia absorvida (Joule) | Cp1: 1,0 Cp2: 1,0 | Cp3: 2,0 Cp4: 1,0 | Cp5: 4,4 Cp6: 4,1 | Cp7: 4,9 Cp8: 3,9 | Cp9: 11,8 Cp10: 7,9 |
| Temperatura (°C) | -46 | -23 | 0 | 10 | 24 |
| Aparência da Fratura |  |  |  |  |  |
| Energia absorvida (Joule) | Cp11: 46,1 Cp12: 1,0 | Cp13: 142,2 Cp14: 105,9 | Cp15: 163,8 Cp16: 149,0 | Cp17: 153,8 Cp18: 166,8 | Cp19: 167,7 Cp20: 156,9 |
| Temperatura (°C) | 58 | 104 | 137 | 182 | 199 |

TABELA A6 - Energias de impacto do aço SAE 862 no estado "como recebido" e respectivas aparências de fratura – Posição RL

| | | | | | |
|---------------------------|---|---|---|---|---|
| Aparência da Fratura |  |  |  |  |  |
| Energia absorvida (Joule) | Cp1: 1,0 Cp2: 1,0 | Cp3: 2,0 Cp4: 1,0 | Cp5: 4,4 Cp6: 4,1 | Cp7: 4,1 Cp8: 7,9 | Cp9: 7,9 Cp10: 10,9 |
| Temperatura (°C) | -46 | -23 | 0 | 10 | 24 |
| Aparência da Fratura |  |  |  |  |  |
| Energia absorvida (Joule) | Cp11: 32,3 Cp12: 57,9 | Cp13: 112,8 Cp14: 98,1 | Cp15: 148,0 Cp16: 150,0 | Cp17: 165,7 Cp18: 161,8 | Cp19: 160,8 Cp20: 154,9 |
| Temperatura (°C) | 58 | 104 | 137 | 182 | 199 |

• **Determinação da temperatura de transição de ductilidade nula (NDTT)**

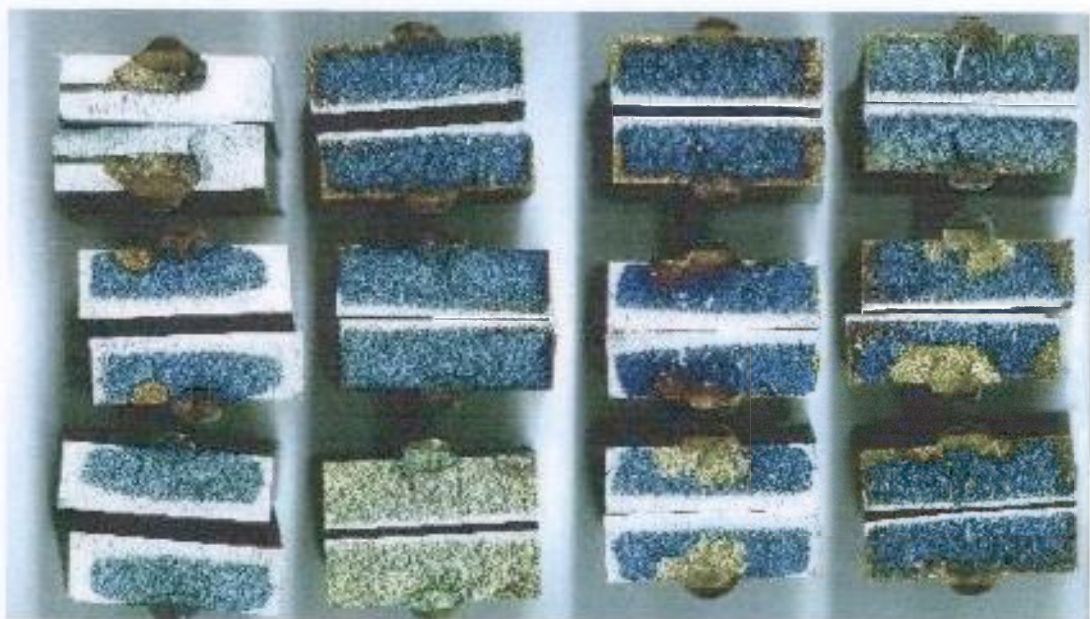


FIGURA A5 – Superfícies de fratura dos corpos-de-prova para teste de queda de peso

Na FIG. A5 mostram-se as superfícies de fratura dos corpos-de-prova utilizados na determinação da NDTT em diversas temperaturas. Pode-se observar os diferentes crescimentos de trinca, relativos às diferentes temperaturas de teste.

- **Determinação da temperatura de Referência T_0 para parada de trinca**

Os corpos-de-prova foram testados em temperaturas entre 0 °C e 80 °C , de modo a se obter os valores de força para parada de trinca (F_a), apresentados na TAB. A7 abaixo:

TABELA A7 - Temperaturas de teste e respectivos valores de força para parada de trinca

| | | | | | | | | | | | | | | |
|------------|-----|-----|-----|---|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|
| Temp. °C | 0 | 0 | 9 | 9 | 9 | 15 | 15 | 40 | 40 | 40 | 59 | 59 | 70 | 80 |
| Força (kN) | 1,1 | 2,7 | 1,0 | 0 | 1,3 | 1,5 | 1,6 | 4,4 | 4,9 | 5,7 | 7,0 | 5,6 | 6,5 | 7,5 |

Estes valores foram usados para determinar a curva descrita pela EQ. (4), apresentada na FIG. A6, abaixo:

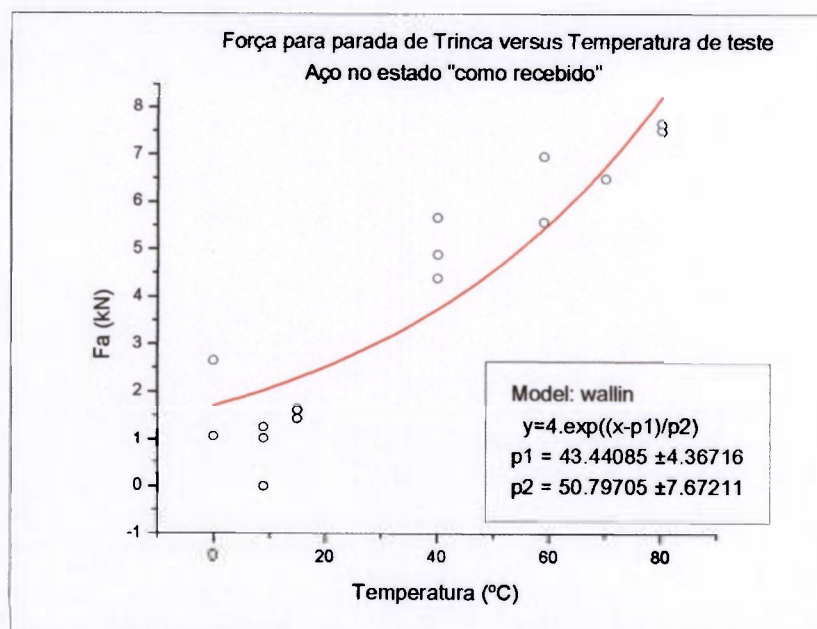


FIGURA A6 - Força para parada de trinca versus temperatura de teste Charpy para o aço 8620 no estado "como recebido"

Para $F_a = 4$ kN determinou-se $T = 43,4$ °C (ver FIG. A6). Com a relação proposta por Wallin (2003), $T_{KIA} = T_{F_{a4}} + 12$ °C, determinou-se $T_{KIA} = 55,4$ °C.

Utilizando-se a EQ. (1) determinou-se a Curva Mestra apresentada na FIG. A7, a seguir:

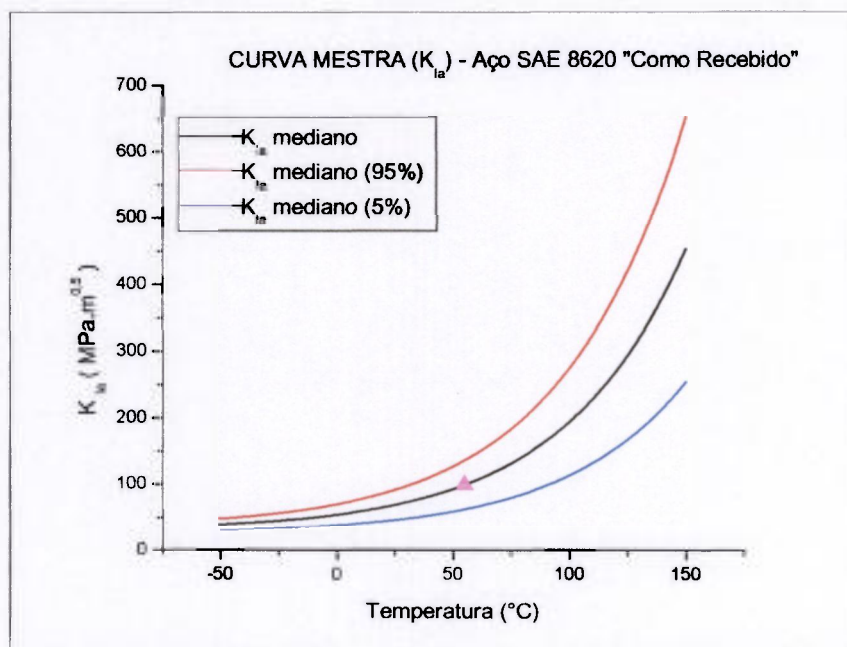


FIGURA A7 - Curva Mestra para parada de Trinca no aço SAE 8620, no estado "como recebido"

- **Determinação da temperatura de Referência T_0 para iniciação de trinca**

A temperatura de ensaio para determinação da temperatura de referência T_0 foi de -7 °C. Na TAB. A8 apresenta-se os valores de tenacidade (K_{Jc}) obtidos valendo-se dos valores de integral J para as temperaturas de -7 °C.

TABELA A8 - Valores de Tenacidade por corpo-de-prova

| Temperatura (°C) | K_{Jc} (MPa \sqrt{m}) | | | | | | | | | |
|------------------|----------------------------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|
| | -7 | 54,5 | 72,5 | 48,3 | 50,9 | 45,9 | 48,1 | 53,2 | 46,7 | 42,3 |

A TAB. A9 apresenta os parâmetros usados no cálculo da temperatura T_0 e o valor de T_0 calculado.

TABELA A9 - Determinação de T_0

| Temperatura (°C) | $K_{JC}(\text{med})$ (MPa√m) | K_0 (MPa√m) | T (°C) | T_0 (°C) |
|---------------------|---------------------------------|------------------|-----------|---------------|
| -7 | 55,37 | 52,27 | -6 | 53,3 |

Na FIG. A8 apresentam-se a Distribuição de Weibull e a Curva Mestre com intervalos de confiança de 5% e 95% para as temperaturas de teste de -7°C .

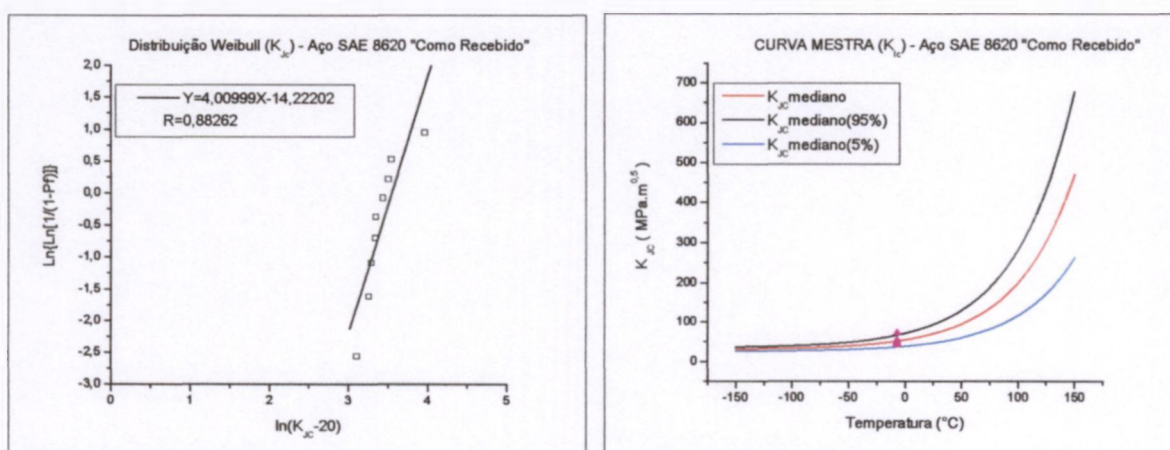
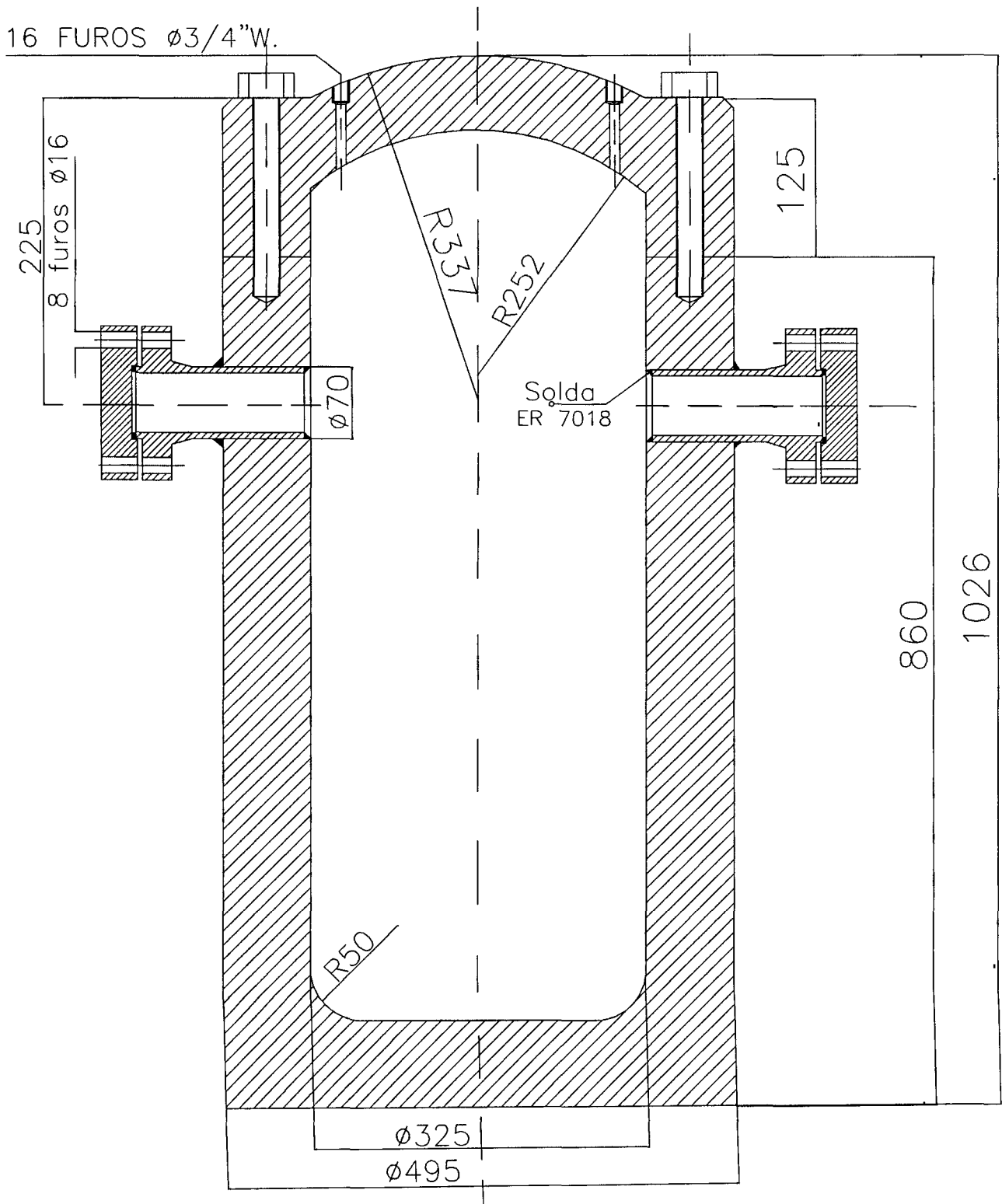


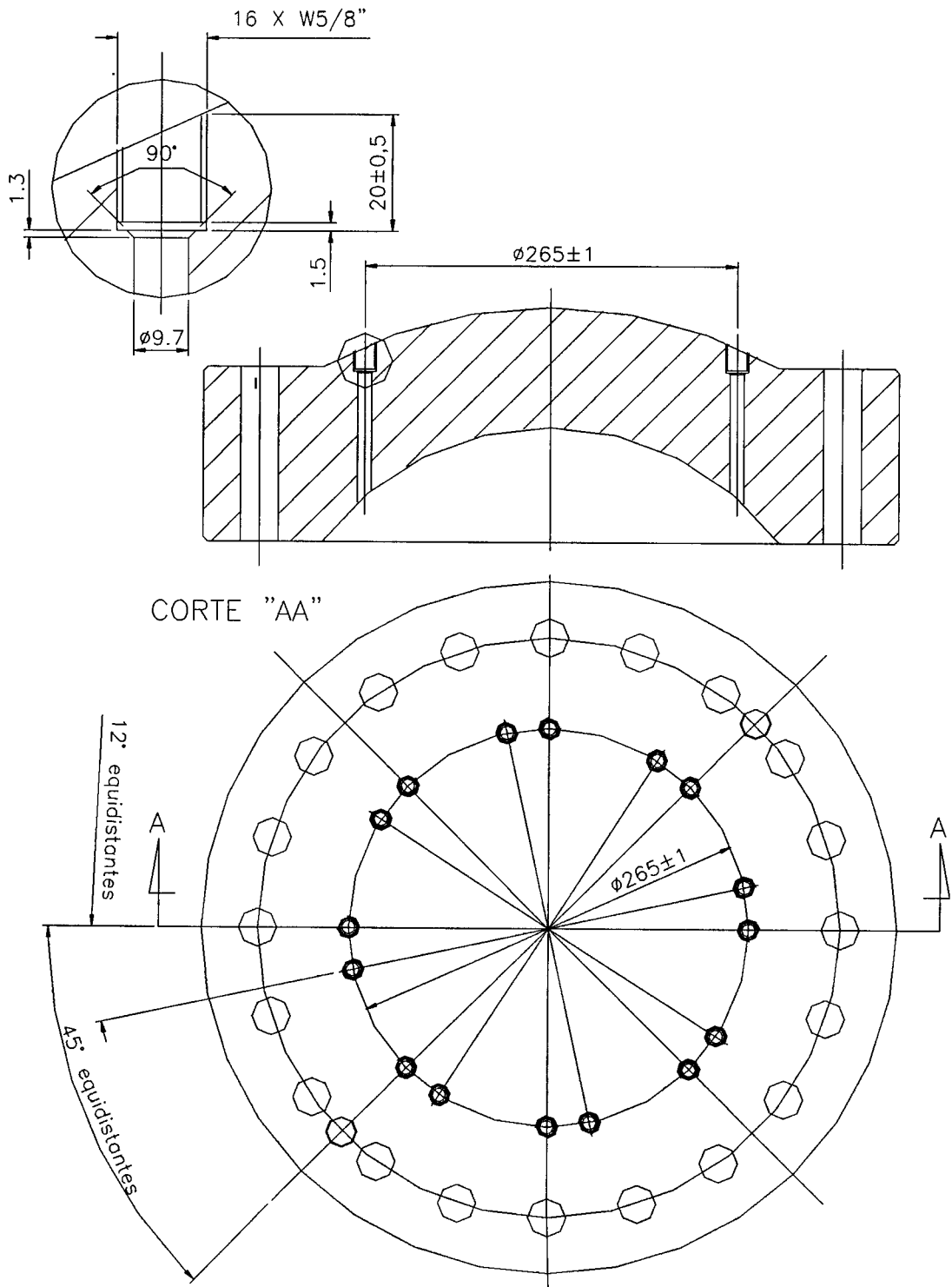
FIGURA A8 - Distribuição de Weibull e Curva Mestre para os cp's na posição CR a 7°C

9. APÊNDICE B - DESENHOS MECÂNICOS

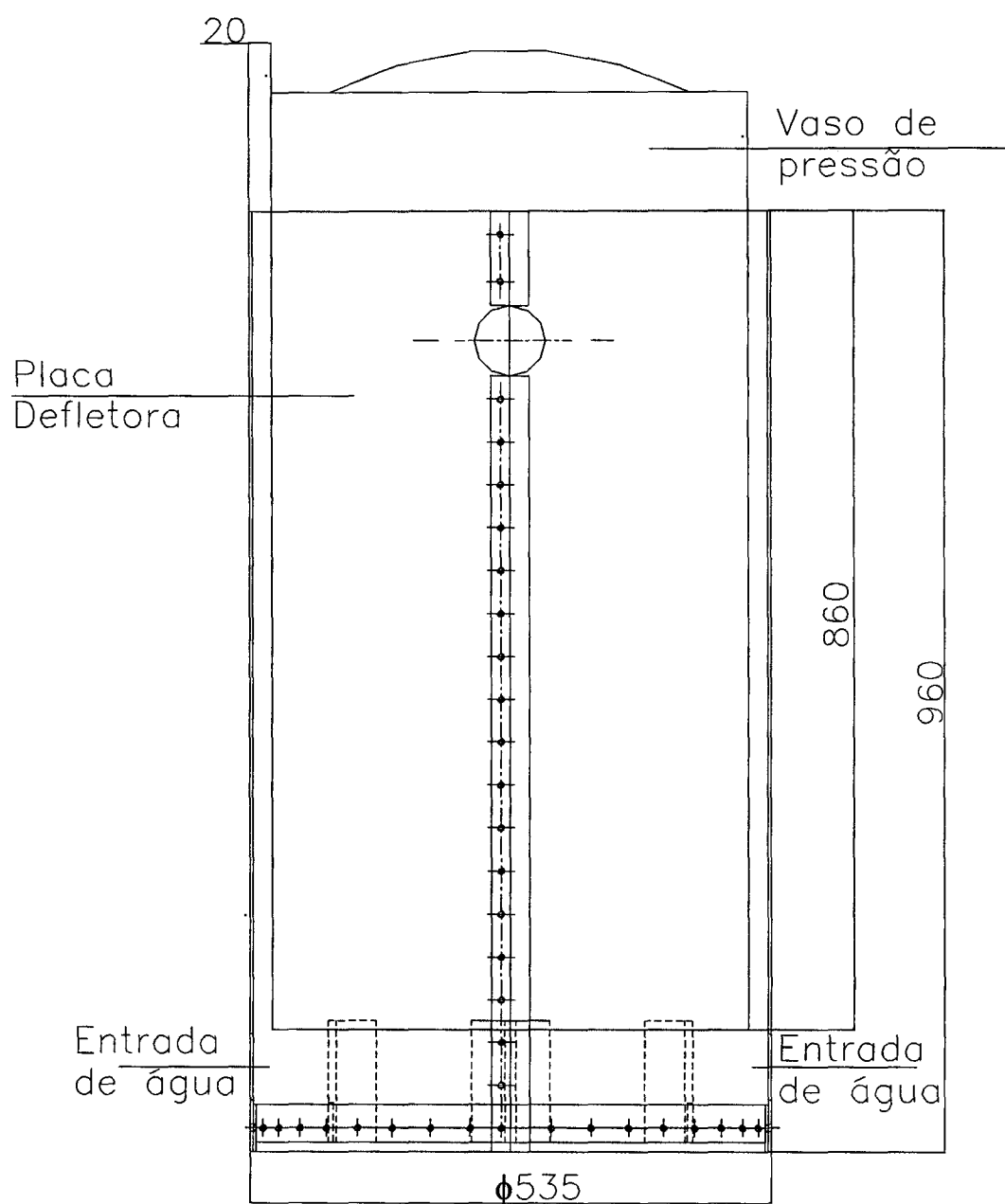
• Modelo do VPR



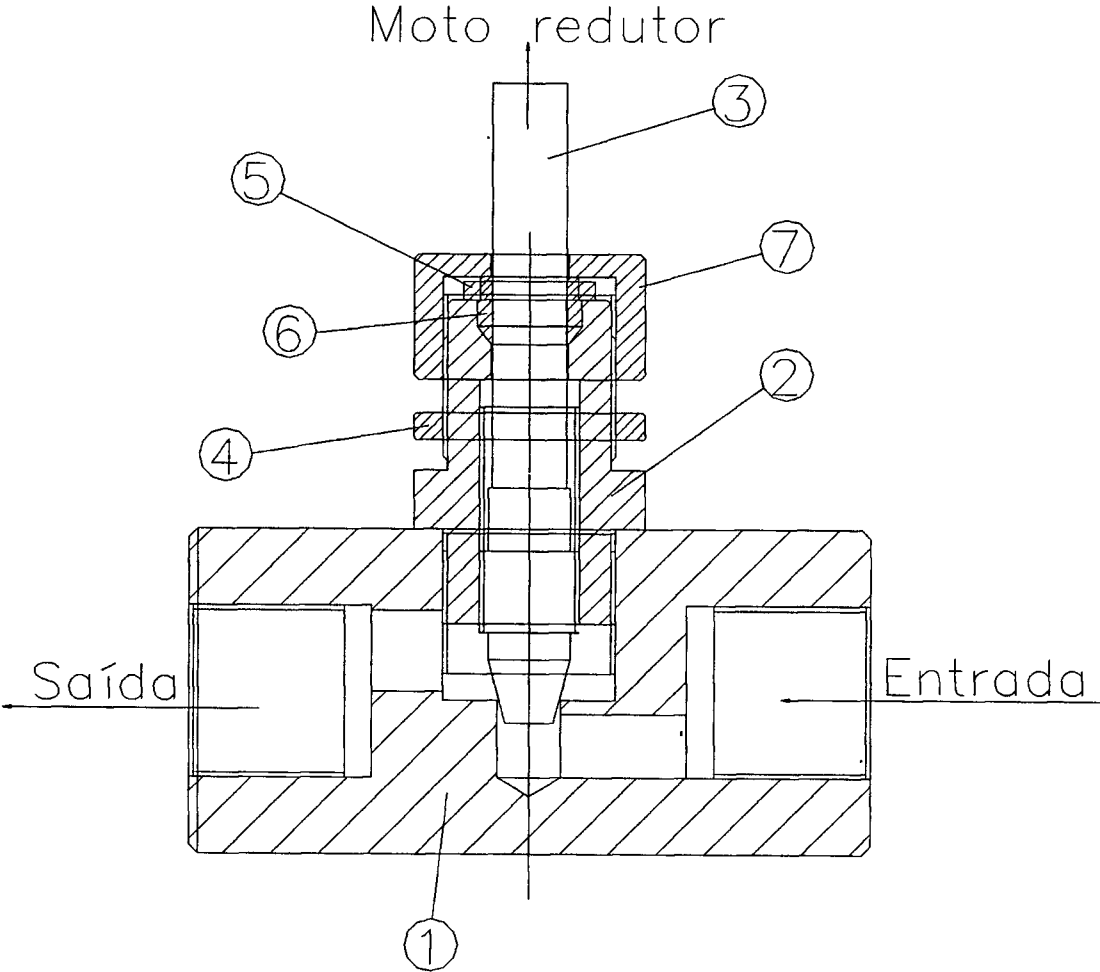
- Tampa do VPR



- Placa defletora e vaso de pressão

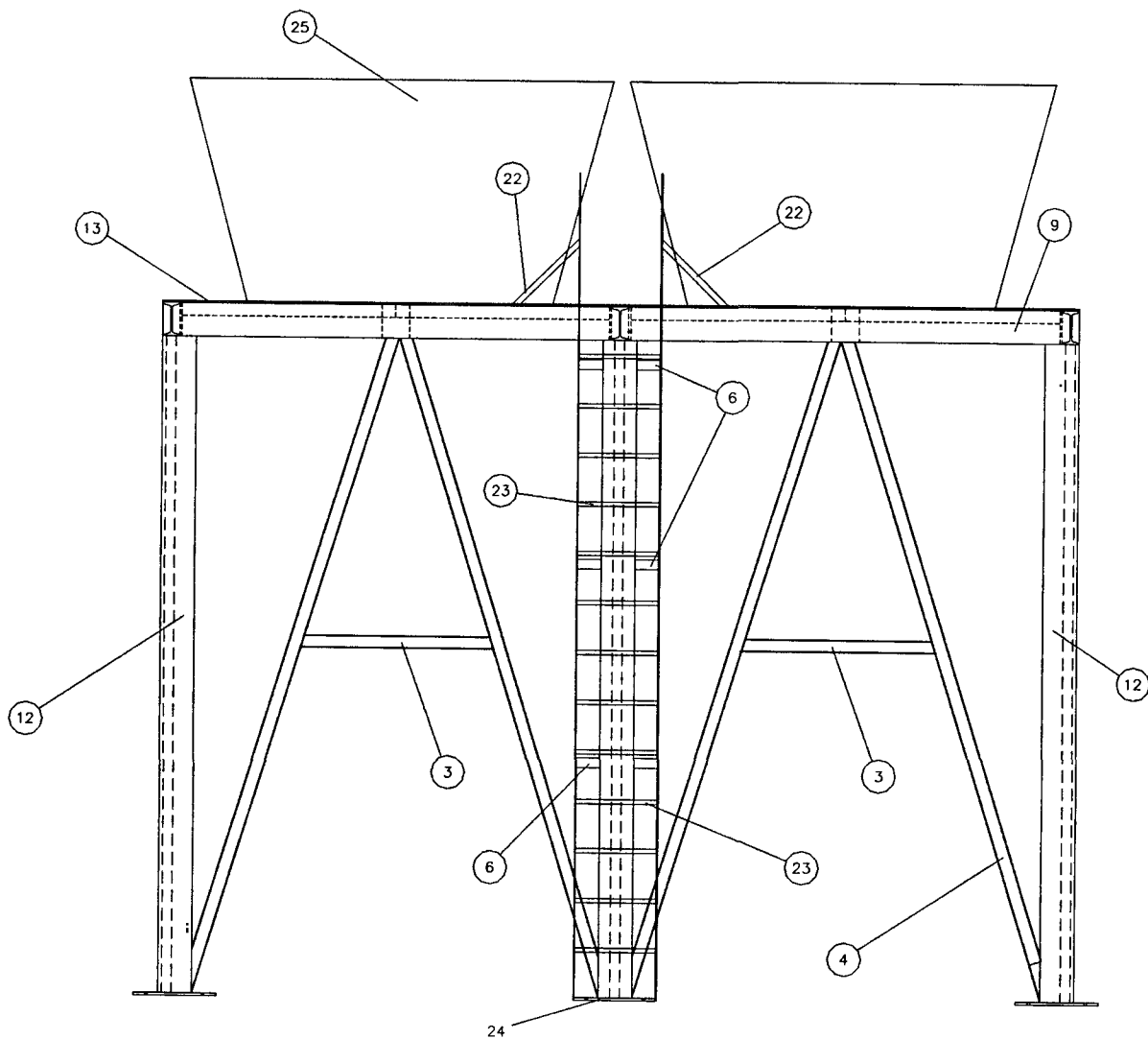


- **Válvula de alívio de pressão**

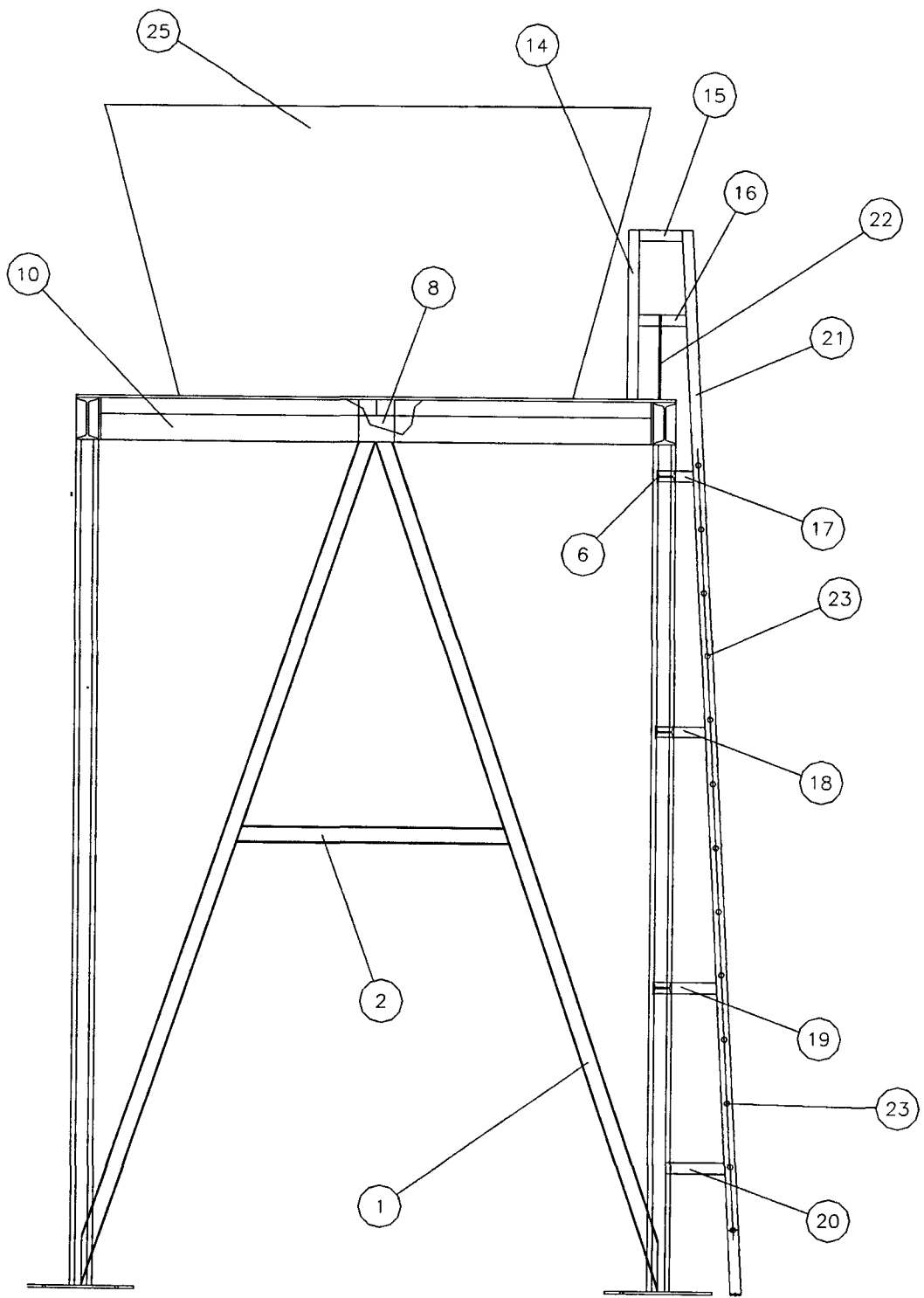


- Estrutura de sustentação dos reservatórios de água

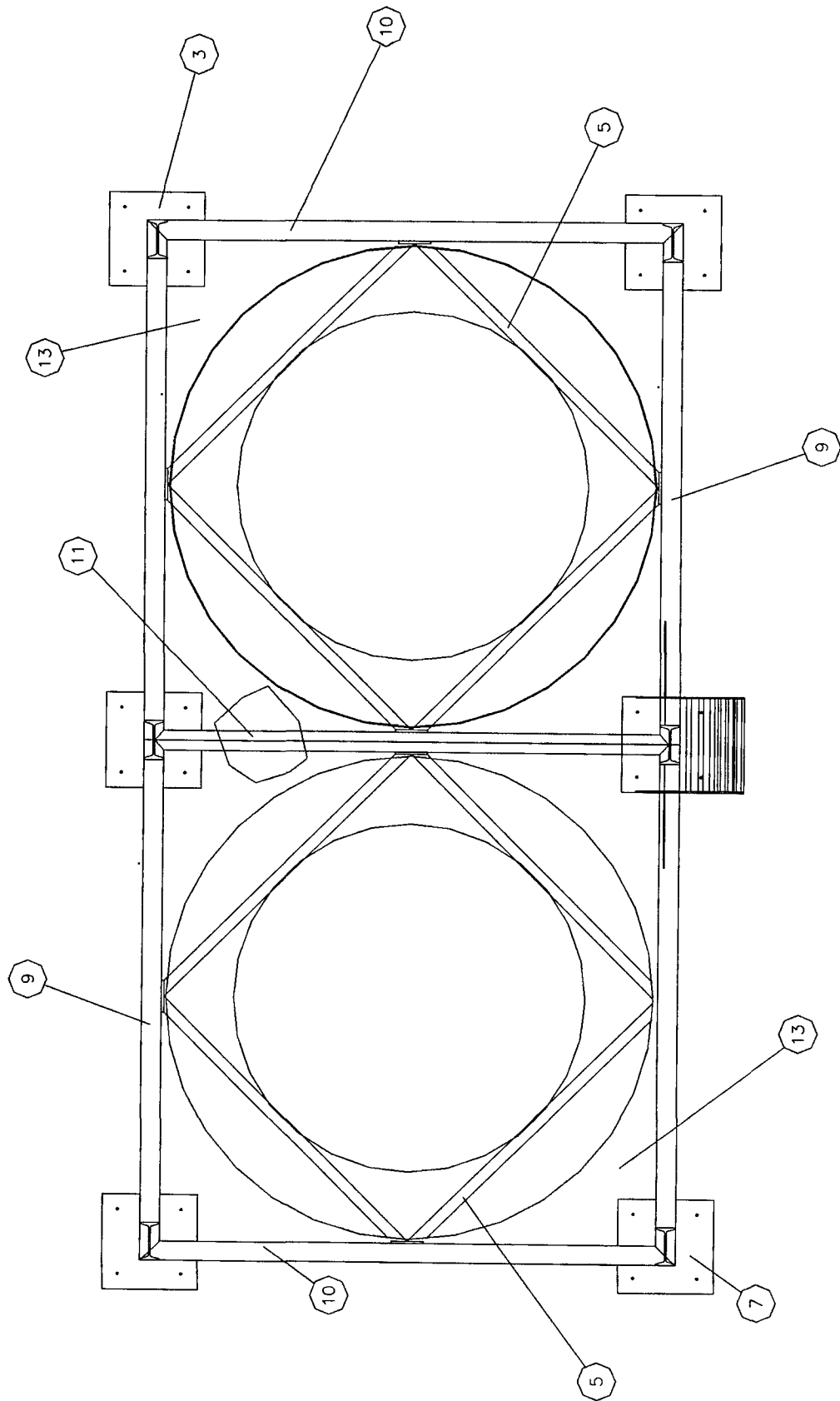
Vista de frente



Vista Lateral



Vista de Planta



| | | |
|---------|-------------------------|--------|
| 25 | CAIXA DE AGUA "FIBRA" | 02 |
| 24 | BARRA CHATA 2" x 1/4" | 01 |
| 23 | TUBO MECÂNICO ϕ 1" | 13 |
| 22 | BARRA CHATA 2" x 1/4" | 02 |
| 21 | BARRA CHATA 2" x 1/4" | 02 |
| 20 | BARRA CHATA 2" x 1/4" | 02 |
| 19 | BARRA CHATA 2" x 1/4" | 02 |
| 18 | BARRA CHATA 2" x 1/4" | 02 |
| 17 | BARRA CHATA 2" x 1/4" | 02 |
| 16 | BARRA CHATA 2" x 1/4" | 02 |
| 15 | BARRA CHATA 2" x 1/4" | 02 |
| 14 | BARRA CHATA 2" x 1/4" | 02 |
| 13 | CHAPA 1/2" | 02 |
| 12 | VIGA I 8"x4" | 06 |
| 11 | VIGA I 8"x4" | 01 |
| 10 | VIGA I 8"x4" | 02 |
| 09 | VIGA I 8"x4" | 02 |
| 08 | CHAPA 1/2" | 08 |
| 07 | CHAPA 1/2" | 06 |
| 06 | VIGA I 3"x2 3/8" | 06 |
| 05 | VIGA I 3"x2 3/8" | 08 |
| 04 | VIGA I 3"x2 3/8" | 08 |
| 03 | VIGA I 3"x2 3/8" | 04 |
| 02 | VIGA I 3"x2 3/8" | 03 |
| 01 | VIGA I 3"x2 3/8" | 06 |
| POSIÇÃO | DESCRIÇÃO | QUANT. |