



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA  
DOUTORADO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**Tese de Doutorado  
Área de Concentração: Processos de Fabricação  
Sub-área: Comportamento dos Materiais**

**AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL DOS EFEITOS DA FADIGA  
TÉRMICA NAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DE  
UM AÇO INOXIDAVEL AUSTENÍTICO**

**Autor: Álvaro Alvarenga Júnior**

**Banca Examinadora:**

**Prof. Dr. Carlos Alberto Cimini Junior - UFMG,  
Dr. Tanius Rodrigues Mansur - CDTN,  
Prof. Dr. Ernani Sales Palma - PUC MINAS,  
Prof. Dr. João Mário Andrade Pinto - CDTN.  
Dr. José Eduardo de Almeida Maneschy – ELETRONUCLEAR.**

**Belo Horizonte, agosto de 2006.**

**Dedico este trabalho**

à minha esposa Gisele pela dedicação e paciência,

ao meu pai Álvaro e minha mãe Nazareth,

às minhas irmãs Rosamaria, Diana e Cristina pelo apoio e incentivo.

## ***Agradecimentos***

Agradeço a todos que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho, em especial aos seguintes:

- Prof. Carlos Alberto Cimini Junior, pela especial orientação e amizade.
- Tanius Rodrigues Mansur por ter acreditado e incentivado o trabalho desde o início, com sugestões e apoio.
- Prof. Ernani pela atenção dispensada e ajuda na obtenção de recursos.
- Pedro Eliezer de Araújo Júnior colaborador especial do trabalho.

Amigos e funcionários do CDTN pelo apoio, em especial:

- Antônio Pereira Santiago pelos registros fotográficos
- Eduardo E. de Carvalho pelas imagens do MEV.
- Emil dos Reis e Nirlando A. Rocha pelos ensaios mecânicos.
- Funcionárias da Biblioteca.
- Geraldo A. Scoralick Martins, pela soldagem das chapas.
- João Bosco de Paula, pela paciência e empréstimo de seu laboratório.
- João Mário A. Pinto pelos ensinamentos sobre estatística.
- José Marcos Messias pelas radiografias dos corpos-de-prova.
- José Rubens por viabilizar a usinagem de parte dos corpos-de-prova na PUC/MG.
- Júlio Ricardo B. Cruz pela ajuda no início dos trabalhos.
- Márcia V. Sandinha pela ajuda no dia - dia da burocracia.
- Servidores da Oficina Mecânica.
- Vlamir Caio Estanislau de Almeida, Denis Henrique B. Scalfarerri e Antônio Juscelino Pinto pelos equipamentos eletrônicos.
- Wagner Reis da C. Campos pelas imagens metalográficas e micro-durezas.

Instituições:

- UFMG, instituição responsável pelo programa de pós-graduação.
- CDTN pela cessão dos laboratórios e verbas.
- PUC MINAS, por parte do material de pesquisa e usinagem.
- CAPES pelo programa de bolsas de Doutorado.

## Resumo

Neste trabalho, estudaram-se os efeitos da Fadiga Térmica sobre as propriedades mecânicas do aço inoxidável austenítico AISI 304. Corpos-de-prova foram confeccionados de forma a ser submetidos a testes mecânicos de tração e de fadiga mecânica após ciclagem térmica, sendo esta uma das inovações da pesquisa. Foi desenvolvida e construída uma máquina de ciclagem térmica voltada para o tipo de corpo-de-prova desenvolvido e para a reprodução específica de certas condições de trabalho existentes na tubulação do Sistema de Refrigeração do circuito primário de um Reator Nuclear tipo PWR. Conduziram-se ensaios de Fadiga Térmica por 2.000 ciclos nos corpos-de-prova. Cada ciclo envolveu a fase de aquecimento por efeito ôhmico até uma temperatura de 500°C na superfície do corpo-de-prova (8 segundos) e uma fase de resfriamento por convecção ao ar comprimido, até a temperatura de 250°C (16 segundos), completando um ciclo em 24 segundos.

Antes dos ensaios, foram determinadas as propriedades mecânicas do material (dureza, micro-dureza, resistência à tração, tenacidade, curva de vida à fadiga e limite de resistência à fadiga) dos corpos-de-prova. Após os ensaios de fadiga, foram determinadas novamente as propriedades mecânicas e feitos ensaios destrutivos, entre eles microscopia ótica, metalografia e análises de fractografia. Para efeito comparativo, foram confeccionados corpos-de-prova soldados e submetidos aos mesmos testes dos corpos-de-prova não soldados.

A Fadiga Térmica alterou significativamente as curvas S-N-P do material reduzindo o número de ciclos para falha sob um mesmo nível de tensão. Após a Fadiga Térmica e Fadiga Mecânica, o Limite de Resistência à Tração aumentou constatando-se um endurecimento cíclico, porém o Limite de Resistência à Fadiga e o Módulo de Tenacidade diminuíram com o dano térmico, sendo que os corpos-de-prova soldados apresentaram propriedades inferiores aos demais.

Palavras chaves: Fadiga Térmica, Aço Inoxidável Austenítico, Limite de Resistência à Fadiga, Curva SNP.

## **Abstract**

In this work, the effects of thermal fatigue on the mechanical properties of austenitic stainless steel AISI 304 were analyzed. Standard specimens were manufactured in order to be submitted to tensile tests and bending-fatigue tests after thermal cycling which is one of the research innovations.

A thermal cycling machine was developed and built focusing on this kind of specimen and on the specific reproduction of certain work conditions existing in the auxiliary pipelines of the primary cooling system of a Nuclear Reactor type PWR. Thermal fatigue testing were done for 2,000 cycles. Each cycle involved a heating phase through ohmic effect until the temperature of 500°C on the surface of the specimen is reached (8 seconds) and a cooling phase by forced convection of compressed air, until a temperature of 250°C is reached (16 seconds) completing a cycle in 24 seconds.

The specimens were mechanically characterized before and after the thermal fatigue testing. Before the testing, the mechanical properties of the material were evaluated (Vickers hardness, Vickers micro-hardness, tension, life fatigue curve and endurance limit). After the testing, the mechanical properties were again measured, and destructive analyses were performed, including optics microscopy studies and metalography, microfractography analyses by scanning electron microscope (SEM). Welded specimens were made and submitted to the same tests of the weldless specimens for comparison.

Thermal Fatigue significantly altered the S-N-P curves for the material, reducing the number of cycles to failure under a same stress level. After Thermal Fatigue and the Mechanical Fatigue, specimens presented tensile yielding limit increased and a cycling hardening was noticed. However, the Endurance Limit and the Toughness decreased with thermal damage. Welded specimens presented inferior properties when compared with the others.

Key words: Thermal Fatigue, stainless steel, Endurance Limit, SNP Curves.

# Índice Geral

	Índice de Figuras	IX
	Índice de Tabelas	XIII
	Lista de Símbolos	XIV
<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>OBJETIVOS</b>	<b>7</b>
<b>3</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	<b>9</b>
3.1	Introdução sobre Fadiga Térmica	9
3.2	Relacionamento da Fadiga Térmica com a fadiga controlada pela deformação	13
3.3	Fenômenos da Fadiga Térmica na Indústria Nuclear	14
3.4	Fadiga Térmica, Isotérmica, Termomecânica e fluência	22
3.5	Dano por fadiga de alta deformação	28
3.6	Efeitos de ciclismo de temperatura na microestrutura	30
3.7	Estratificação térmica	31
3.8	Máquinas e corpos-de-prova para ensaios de Fadiga Térmica	33
3.9	As Curvas S-N (Tensão versus Número de Ciclos até a Falha)	48
3.10	Métodos para determinação das Curvas S-N-P e do Limite de Resistência à Fadiga	51
3.11	Outra concepção de medida de dano e critério de falha	54
3.12	Endurecimento cíclico, encruamento, envelhecimento	56
<b>4</b>	<b>METODOLOGIA EXPERIMENTAL</b>	<b>61</b>
4.1	Introdução	61
4.2	Material	61
4.3	Obtenção dos corpos-de-prova para ensaios de Fadiga Térmica	64
4.4	Procedimentos Experimentais e Metodologia dos Ensaios	67
4.4.1	Ensaios de tração	67

4.4.2	Ensaio de Dureza e Microdureza	67
4.4.3	Análise Metalográfica	67
4.4.4	Ensaio de Fadiga Mecânica	69
4.4.5	Levantamento das Curvas S-N-P	72
4.4.6	Determinação do Limite de Resistência à Fadiga utilizando o Método Up-and-Down e Modelo de Regressão (Distribuição Log-normal) Aplicada aos Dados Experimentais Obtidos para o Levantamento da Curva S-N-P	74
4.4.7	Ensaio de Fadiga Térmica	74
<b>5</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÕES</b>	<b>81</b>
5.1	Material como recebido	81
5.1.1	Análise química	81
5.1.2	Análise mecânica	82
5.2	Curvas S-N-P	82
5.3	Resultados para corpos-de-prova soldados	88
5.4	Análises metalográficas e fractográficas dos corpos-de-prova	93
5.5	Energia absorvida nos ensaios de tração	96
5.6	Determinação dos Limites de Resistência à fadiga empíricos	101
5.7	Durezas e micro-durezas	103
<b>6</b>	<b>CONCLUSÕES E SUGESTÕES</b>	<b>105</b>
6.1	Sugestões de trabalhos futuros	106
<b>7</b>	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b>	<b>107</b>
<b>8</b>	<b>ANEXOS</b>	<b>114</b>
8.1	Anexo 1 - Incidentes com vazamento do refrigerante em Reatores Nucleares tipo PWR atribuídos à Fadiga Térmica	114
8.2	Anexo 2 - Normas Utilizadas	117
8.3	Anexo 3 - Carta da Eletronuclear e da Marinha do Brasil expressando interesse no projeto sobre Fadiga Térmica	119

8.4	Anexo 4 - Análise química do corpo-de-prova soldado	120
8.5	Anexo 5 - Tabela dos corpos-de-prova soldados	121
8.6	Anexo 6 - Dados de ciclos rodados até a falha de corpos-de-prova submetidos exclusivamente à Fadiga Mecânica	123
8.7	Anexo 7 - Dados de ciclos rodados até a falha de corpos-de-prova submetidos à Fadiga Térmica e Fadiga Mecânica	125
8.8	Anexo 8 - Metalografias e fractografias de corpos-de-prova submetidos à Fadiga Térmica e Fadiga Mecânica	127

## Índice de Figuras

Figura 1.01 – Estratificação Térmica em tubos	02
Figura 1.02 – Tendência para a frequência de vazamentos por Fadiga Térmica	03
Figura 1.03 – Localização do vazamento no Sistema RHR	04
Figura 1.04 – Localização do Sistema RHR dentro da contenção do reator	05
Figura 3.01 – Teste de Líquido penetrante revelando rede de trincas em bocal	10
Figura 3.02 – Seção de uma trinca de propagação perpendicular à superfície	11
Figura 3.03 – Penetração Turbulenta em Tubo Ramal ligado ao Sistema de Refrigeração	15
Figura 3.04 – Penetração Turbulenta em Tubo ligado ao Sistema de Refrigeração do reator com vazamento de válvula	15
Figura 3.05 – Representação da Linha de Surto de um Reator tipo PWR	16
Figura 3.06 – Carregamento térmico na Linha de Surto de um Reator tipo PWR	16
Figura 3.07 – Deformação da tubulação devido à restrição externa e ao fenômeno de Estratificação Térmica	17
Figura 3.08 – Efeito da restrição local dentro da tubulação devido ao fenômeno da Fadiga Térmica	18
Figura 3.09 – Distribuição de tensões na Estratificação Térmica	19
Figura 3.10 – Localização da trinca passante na Linha de Injeção de Segurança	20
Figura 3.11 – Resultado da soma de um carregamento padrão de baixa frequência e um de alta frequência	21
Figura 3.12 – Localização da trinca no joelho do trocador de calor de Tsurunga 2	21
Figura 3.13 – Perfil da variação da temperatura em uma chapa ou parede de tubulação submetida à Fadiga Termomecânica	25
Figura 3.14 – Distribuição de tensões em uma chapa ou parede de tubulação submetida a variações de temperatura sem restrições externas	25
Figura 3.15 – Distribuição de tensões em uma chapa ou parede de tubulação submetida a variações de temperatura com restrições externas de curvatura	25
Figura 3.16 – Distribuição de tensões em uma chapa ou parede de tubulação submetida a variações de temperatura com restrições externas totais	26
Figura 3.17 – Fadiga Termomecânica Fora-de-Fase e Em-Fase	27
Figura 3.18 – Estratificação Térmica que ocorre dentro da linha de Surto do Pressurizador	31
Figura 3.19 – Estratificação Térmica causada por turbulência do fluxo do refrigerante	33
Figura 3.20 – Corpo-de-prova desenvolvido com topos para acoplamento em máquina de ensaio termomecânica	34
Figura 3.21 – Máquina de ensaio de Fadiga Térmica termo-mecânica desenvolvida por Berling e Slot	34
Figura 3.22 – Corpo-de-prova tubular de Fadiga Termo-mecânica	35

Figura 3.23 – Máquina de ensaio de Fadiga Termo-mecânica desenvolvida por Puglia, Manfredi e Tomasseti	35
Figura 3.24 – Máquina de ensaio de Fadiga Termomecânica por Carden	36
Figura 3.25 – Corpo-de-prova de Fadiga Termomecânica desenvolvida por Petersen e Rubiolo	37
Figura 3.26 – Esquema de ensaio do corpo-de-prova desenvolvido por Shimakawa	38
Figura 3.27 – Câmara de ensaio do corpo-de-prova desenvolvido por Chen Jiming e outros	39
Figura 3.28 – Corpo-de-prova desenvolvido por Li e outros	40
Figura 3.29 – Detalhe do crescimento de trincas devido a Fadiga Térmica no corpo-de-prova desenvolvido por Li e outros	40
Figura 3.30 – Esquema da máquina de Fadiga Térmica desenvolvida Makoto Hayashi	41
Figura 3.31 – Autoclave da máquina de Fadiga Térmica desenvolvida Makoto Hayashi	41
Figura 3.32 – Corpo-de-prova desenvolvido por Makoto Hayashi	42
Figura 3.33 – Montagem da máquina SPLASH	43
Figura 3.34 – Corpo-de-Prova do ensaio SPLASH	43
Figura 3.35 – Perfil da temperatura da superfície do corpo-de-prova durante a ciclagem térmica do ensaio SPLASH	44
Figura 3.36 – Corte lateral mostrando a profundidade da trinca iniciada na superfície aquecida	45
Figura 3.37 – Rede de trincas por Fadiga Térmica desenvolvida durante o ensaio Splash	46
Figura 3.38 – Montagem do Ensaio CYTHIA	47
Figura 3.39 – Corpo-de-prova e princípio do Ensaio CYTHIA	47
Figura 3.40 – Tensão cíclica simples, senoidal e tensão média nula	49
Figura 3.41 – Curvas S-N para dois tipos distintos de materiais	50
Figuras 3.42 – Curvas S-N-P determinadas pelo Método da Tensão Constante e pelo Método do “Up-and-Down”	51
Figura 3.43 – Dados de fadiga para níveis de tensão constante sobre um gráfico S-N	52
Figura 3.44 – Ensaio de fadiga “Up-and-Down” para o aço 4340	53
Figura 3.45 – Curvas Tensão-Deformação e o trabalho de deformação	54
Figura 3.46 – Dependência do parâmetro de dano “Dw” sobre o período normalizado $t/t_f$	56
Figura 3.47 – “Loop” de Histerese	57
Figura 3.48 – Endurecimento Cíclico	58
Figura 3.49 – Amolecimento Cíclico	59
Figura 3.50 – Passagem de uma discordância entre duas partículas de precipitado	60
Figura 4.01– Fluxograma da Metodologia Experimental	61
Figura 4.02 – Geometria dos corpos-de-prova utilizados nos testes de fadiga flexo-rotativa	65
Figura 4.03 – Forma e dimensões (mm) do corpo-de-prova de Fadiga Térmica e Fadiga Mecânica	65
Figura 4.04 – Forma de obtenção do corpo-de-prova de Fadiga Térmica e Fadiga Mecânica soldado a partir de chapa	66
Figura 4.05 – Micro-estrutura do aço inoxl AISI 304 do corpo-de-prova n° 74	68

Figura 4.06 – Fractografia do AISI 304 após ruptura por Fadiga Mecânica tomada do corpo-de-prova 74	68
Figura 4.07 – Fractografia do AISI 304 após ruptura por Fadiga Mecânica tomada do corpo-de-prova 74	69
Figura 4.08 – Montagem com fixação bilateral do corpo-de-prova	70
Figura 4.09 – Foto da máquina de fadiga flexo-rotativa desenvolvida no CDTN	71
Figura 4.10 – Curva S-N típica	73
Figura 4.11 – Desenho esquemático da máquina de fadiga térmica	75
Figura 4.12 – Desenho esquemático da cuba	76
Figura 4.13 – Montagem geral	77
Figura 4.14 – Detalhe da cuba.	78
Figura 4.15 – Montagem do corpo-de-prova	78
Figura 4.16 – Fonte	79
Figura 4.17 – Aspecto da ciclagem térmica	79
Figura 5.01 – Resultados dos ensaios de Fadiga Mecânica flexo-rotativa em corpos-de-prova virgens	83
Figura 5.02 – Curvas S-N-P de Fadiga Mecânica flexo-rotativa para 1%, 50% e 99% de probabilidade de falha	83
Figura 5.03 – Resultados dos ensaios de Fadiga Mecânica flexo-rotativa em corpos-de-prova após 2.000 ciclos de Fadiga Térmica	84
Figura 5.04 – Curvas S-N-P de Fadiga Mecânica flexo-rotativa após 2.000 ciclos de Fadiga Térmica	85
Figura 5.05 – Sobreposição das curvas S-N-P de Fadiga Mecânica e das curvas de Fadiga Mecânica mais Fadiga Térmica	86
Figura 5.06 – Curva S-N-P de Fadiga Mecânica e curva de Fadiga Mecânica mais Fadiga Térmica para uma probabilidade de falha de 50%	86
Figura 5.07 – Porcentagem de redução da vida à fadiga entre corpos-de-prova fadigados por Fadiga Mecânica e Fadiga Mecânica mais Fadiga Térmica para probabilidade de falha de 50%	87
Figura 5.08 – Radiografia tirada a 90° dos corpos-de-prova soldados	88
Figura 5.09 – Curvas S-N-P de Fadiga Mecânica e de Fadiga Mecânica mais Fadiga Térmica em corpos-de-prova soldados	91
Figura 5.10 – Curvas S-N-P de Fadiga Mecânica e de Fadiga Mecânica mais Fadiga Térmica em corpos-de-prova soldados	91
Figura 5.11 – Porcentagem de redução da vida à fadiga entre corpos-de-prova fadigados por Fadiga Mecânica e outros por Fadiga Mecânica mais Fadiga Térmica para probabilidade de falha de 50%, com corpos-de-prova soldados	92
Figura 5.12 – Microestrutura típica do material AISI 304 como recebido (200X)	93
Figura 5.13 – Microestrutura e região de fratura do corpo-de-prova n° 33 (200X) fadigado mecanicamente com uma tensão de 311 MPa durante 215.000 ciclos	94
Figura 5.14 – Microestrutura e região de fratura do corpo-de-prova n° 137 (200X) submetido à Fadiga Térmica mais Fadiga Mecânica fraturado com 560.000 ciclos	94
Figura 5.15 – Fractografia do corpo-de-prova n° 77 (500X)	95
Figura 5.16 – Fractografia do corpo-de-prova n° 23 (500X)	95
Figura 5.17 – Influência da Fadiga Térmica no Módulo de Tenacidade (UT)	99

- sem Fadiga Mecânica

Figura 5.18 – Comparação entre os corpos-de-prova virgens e fadigados termicamente e mecanicamente e sua relação com o Módulo de Tenacidade	100
Figura 5.19 – Curvas SN de Fadiga Mecânica para todos os corpos-de-prova ensaiados para uma probabilidade de falha de 1% e Limite de Resistência à Fadiga proveniente do modelo de regressão	102
Figura 5.20 – Curvas S-N-P de Fadiga Mecânica para todos os corpos-de-prova ensaiados para uma probabilidade de falha de 50% e Limite de Resistência à Fadiga proveniente do modelo de regressão	103

## Índice de Tabelas

Tabela 4.01 - Composição química nominal do AISI 304 (em % por peso)	62
Tabela 4.02 - Propriedades mecânicas nominais do AISI 304	62
Tabela 4.03 - Composição química (wt %) do AISI 304 como recebido	63
Tabela 4.04 - Propriedades mecânicas do AISI 304 como recebido	63
Tabela 4.05 - Composição química (wt %) do AISI 304 soldado	64
Tabela 4.06 - Propriedades mecânicas do AISI 304 soldado	64
Tabela 4.07 - Numero de corpos-de-prova e as tensões relativas	73
Tabela 5.01 - Composição química nominal do AISI 304 (em % por peso) e do material como recebido	81
Tabela 5.02 - Propriedades mecânicas do material como recebido	82
Tabela 5.03 - Dano de Fadiga Térmica e/ou Mecânica aplicado aos corpos-de-prova soldados	89
Tabela 5.04 - Valores do ensaio de tração dos corpos-de-prova soldados	90
Tabela 5.05 - Dano aplicado e resultados dos Ensaio de Tração.	97
Tabela 5.06 - Valores de ensaios de tração para o aço AISI 304 virgem e danificado mecanicamente e termicamente	98
Tabela 5.07 - Comparação valores do Limite de Resistência à Fadiga	101
Tabela 5.08 - Dureza corpos-de-prova danificados por Fadiga Mecânica	104

## Lista de Símbolos

a – coeficiente da fórmula de dano  
a1 – coeficiente da fórmula de dano  
b – coeficiente da fórmula de dano  
b1 – coeficiente da fórmula de dano  
C – constante para um dado material  
D – diâmetro da seção transversal do corpo-de-prova  
Dw – dano causado no material  
E – energia de ativação, normalmente dado em eletron-volts, da relação de Arrhenius.  
g – aceleração da gravidade  
HV – Dureza Vickers  
Hz – Hertz  
J – momento de inércia  
k – constante para um dado material  
n – número de corpos-de-prova  
N – número de níveis de estresse (ou tensão) até a ocorrência de falha.  
N – Número total de ciclos até a falha  
P – Carga Aplicada  
Pa – Pascal  
Ra – Rugosidade  
R<sub>i</sub> – Número de Richardson  
S – tensão  
t – tempo até a falha  
t – tempo em que o item é submetido a uma condição de tensão  
t<sub>f</sub> – tempo médio até a falha  
U<sub>T</sub> – Módulo de Tenacidade  
W<sub>os</sub> – Trabalho de deformação específico inicial  
W<sub>s</sub> – Trabalho de deformação específico

## Símbolos Gregos

$\rho$  – densidade do fluxo de fluido estratificado  
 $\nu$  – frequência de teste,  
 $\sigma$  – tensão  
 $\mu$  – velocidade do fluido na parte estratificada do tubo  
 $\Delta\rho$  – valor absoluto da diferença de densidade  
 $\Delta\varepsilon$  – variação total da deformação  
 $\Delta\sigma$  – variação total de tensão  
 $\Phi(.)$  – função de distribuição da normal padrão  
 $\Delta\varepsilon_e$  – variação da deformação elástica  
 $\Delta\varepsilon_p$  – incremento de deformação plástica por meio ciclo  
 $\Delta\varepsilon_p$  – variação da deformação plástica  
 $\sigma_a$  – Amplitude da tensão alternada  
 $\varepsilon_e$  – Deformação elástica  
 $\sigma_{esc}$  – Limite superior de escoamento  
 $\varepsilon_f$  – Deformação até a fratura  
 $\xi_i$  – tempo até a falha de um item submetido a uma tensão  $S_i$ .

$\sigma_m$  – Tensão média do ciclo  
 $\sigma_{max}$  – Tensão máxima do ciclo  
 $\sigma_{min}$  – Tensão mínima do ciclo  
 $\epsilon_p$  – Deformação plástica  
 $\sigma_r$  – Tensão de ruptura do material  
 $\Delta T$  – variação de temperatura  
 $\sigma_{ult}$  – Limite de resistência do material

## **Abreviaturas**

ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas  
AISI – American Iron and Steel Institute  
ASM – American Society for Metals  
ASTM – American Society of Testing and Materials  
CDTN – Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear  
PUC Minas – Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais  
SAE – Society of Automotive Engineers  
MEV – Microscópio de Varredura Eletrônica  
LRF – Limite de Resistência à Fadiga

## Capítulo 1 - Introdução

A definição de fadiga, de modo geral, pela norma ASTM E1823-96 [1996]: “É o processo de mudança localizada, permanente e progressiva na estrutura, que ocorre no material sujeito a flutuações de tensões e deformações que pode culminar em trincas ou completa fratura depois de um número suficiente de flutuações”. Particularmente, a Fadiga Térmica é um modo de falha importante que ocorre em materiais e equipamentos submetidos a mudanças bruscas e cíclicas de temperatura, como em usinas termoelétricas e termonucleares, cilindros de laminação, turbinas a gás, motores diesel, turbinas de aeronaves entre outros. No caso das usinas termonucleares, a falha por Fadiga Térmica corresponde a um problema comum e que pode levar a um acidente tipo LOCA (Loss Of Coolant Accident) ou “acidente por perda de refrigerante”. A Fadiga Térmica provoca tensões e deformações em componentes metálicos por causa de flutuações cíclicas de temperatura, causando danos semelhantes a choques térmicos repetitivos. E este é um dos mecanismos de envelhecimento que gradualmente reduz a vida útil dos componentes, modificando suas propriedades e levando a abertura de trincas. Nas usinas nucleares as tubulações mais atingidas pela Fadiga Térmica são as linhas do sistema de refrigeração do reator, a linha de surto e a linha de “spray” do pressurizador, as linhas de sistemas auxiliares (remoção de calor residual, injeção de segurança), os bocais, as carcaças de bombas, os corpos de válvulas, entre outros [Ware, 2003].

Nos componentes e tubulações citados, a Fadiga Térmica pode ser causada pelo fenômeno de estratificação térmica. No caso específico de tubulações, a estratificação térmica causa uma variação de temperatura (Figura 1.01), que ocorre quando fluidos quentes e frios interagem em baixa velocidade, fazendo com que a parte superior do tubo contenha fluido quente e a parte inferior fluido frio. Os movimentos destes níveis de estratificação térmica podem produzir

tensões cíclicas tanto no sentido circunferencial quanto no sentido longitudinal (zona de mistura) [Roos et al, 2001].

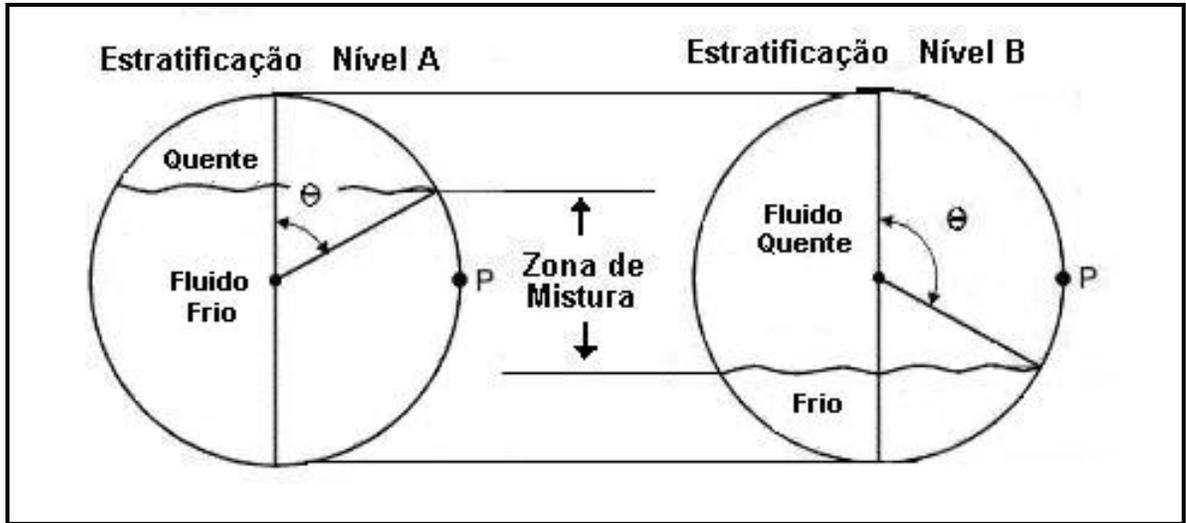


Figura 1.01 – Estratificação térmica em tubos [Kim et al, 1993].

Desde a década de 80 o estudo deste fenômeno é de grande interesse para a indústria nuclear. Incidentes por quebra de linhas auxiliares do circuito primário foram observados em usinas nucleares, como Farley 2 (USA), Tihange (Bélgica) e Genkai (Japão) [USNRC Bulletin, 1988] (tabela completa no Anexo 1), e o dano foi atribuído à fadiga induzida pelos ciclos térmicos com tubos que apresentavam trincas nas soldas ou no material base.

Um estudo apresentado por Atwood et al [1999] analisa dados mundiais para eventos de vazamentos de refrigerante de um PWR (Pressurized Water Reactor – Reator de água Pressurizada) devido à Fadiga Térmica e chega a conclusão de que a frequência de tais eventos aumenta com a idade da planta (Figura 1.02).

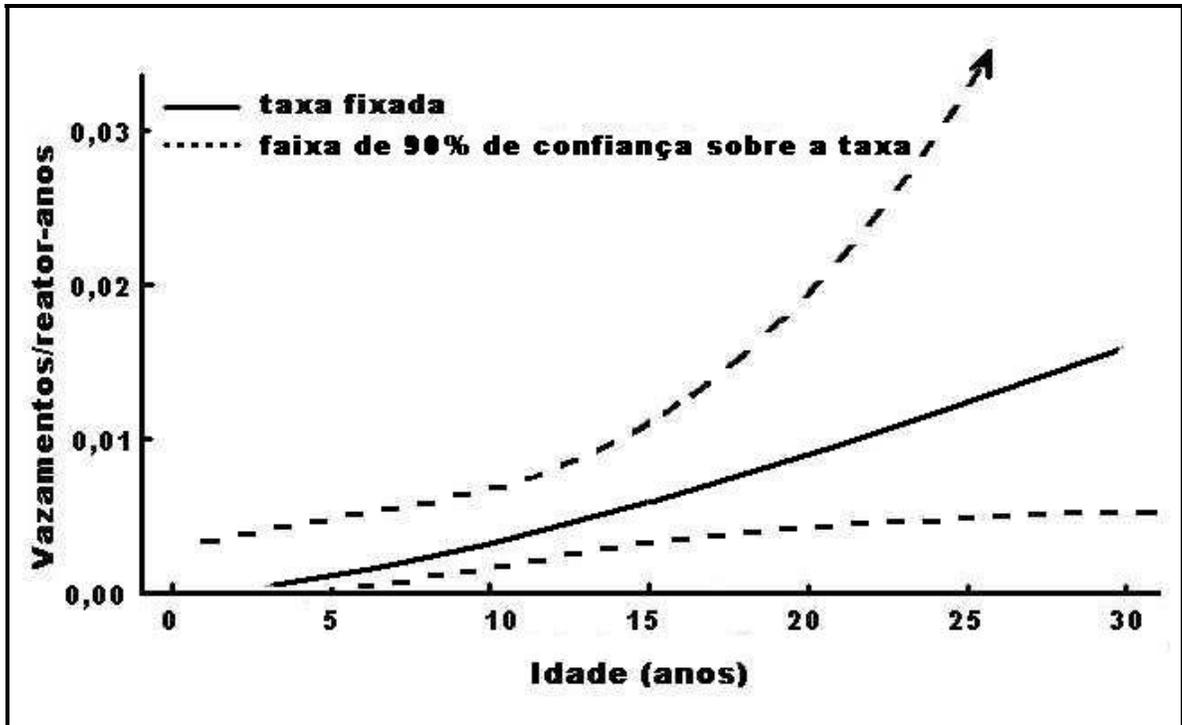


Figura 1.02 – Tendência para a frequência de vazamentos por Fadiga Térmica com uma faixa de 90% de confiança sobre a tendência [Atwood et al, 1999].

Porém, não se pode justificar uma extrapolação quantitativa da crescente frequência para plantas mais antigas que 25 anos em razão de fatores como:

- os incidentes causados pela Fadiga Térmica não são suficientemente compreendidos para dar uma previsão quantitativa dos locais das trincas passantes, além do que para identificar estes locais é necessário monitoramento da temperatura;
- baseado neste monitoramento, locais que são suscetíveis à Fadiga Térmica podem ser inspecionados com técnicas qualificadas, tanto nas soldas, quanto no metal base;
- a maioria das trincas por Fadiga Térmica cresce lentamente, porém algumas crescem muito rapidamente, e estudos com trincas de crescimento rápido são muito limitados e normalmente a frequência de inspeção leva em conta o conhecimento limitado da taxa de crescimento.

São mostradas esquematicamente nas Figuras 1.03 e 1.04, a dimensão e a localização de uma trinca por Fadiga Térmica na região de solda da tubulação RHR (Residual Heat Removal - Sistema de Remoção de Calor Residual) de um PWR de Genkai (Japão). O tubo em aço inox austenítico tipo 316 possui diâmetro de 203 mm e espessura da parede 20,6 mm e a trinca se estendeu por 97 mm ao redor do tubo, embaixo da solda, sendo 1,5 mm passante, provocando uma taxa de vazamento de 0,8 l/min [Deardorff, 2004].

As condições de estratificação, muito similares às condições do reator tipo PWR de Angra I (Brasil), ocorrem na tubulação horizontal e não foram consideradas durante o projeto de Genkai (Japão). A propagação de trincas causou vazamentos locais e parados de emergência para reparos.

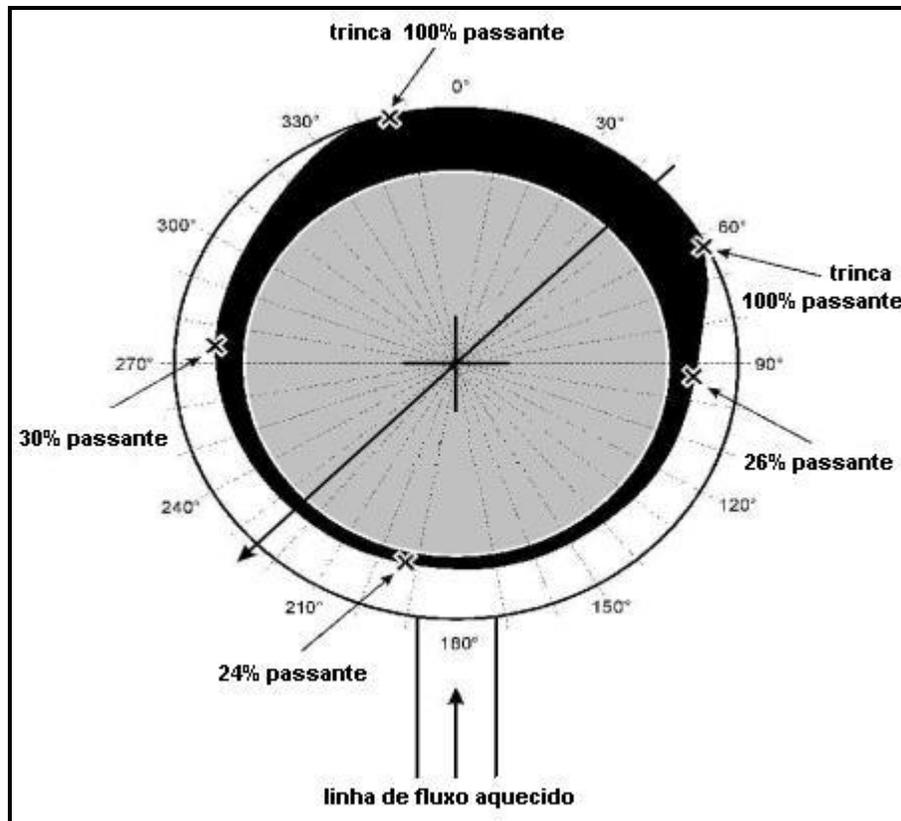


Figura 1.03 – Dimensão da trinca no Sistema RHR de Genkai (Japão)

[Deardorff, 2004].

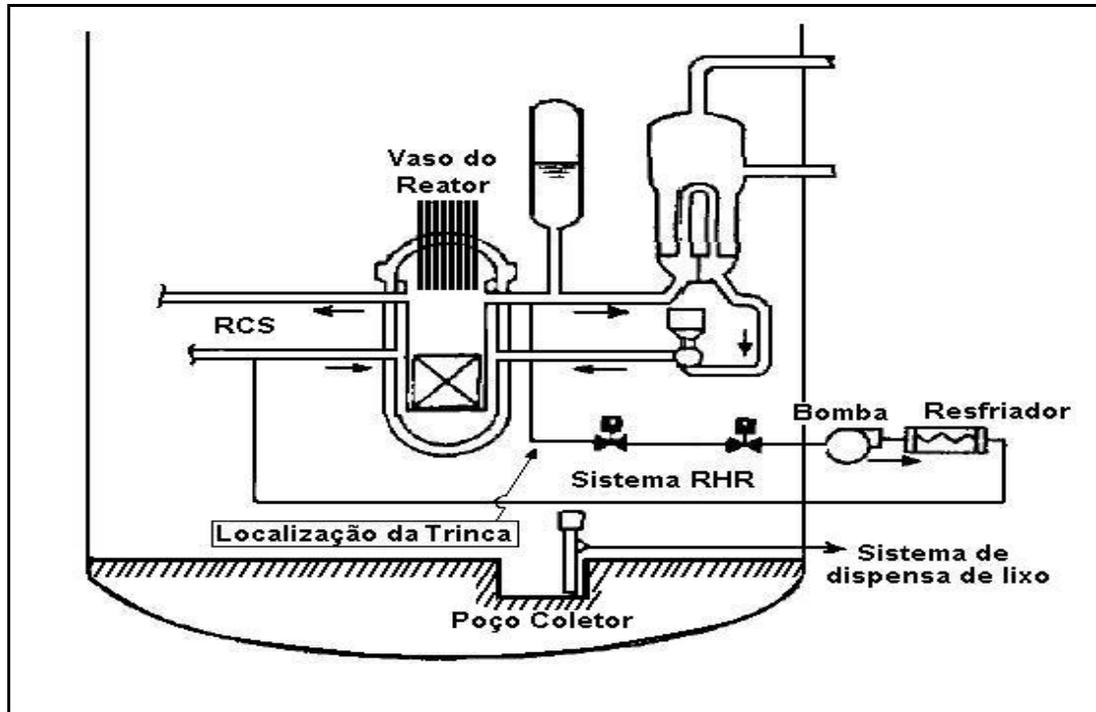


Figura 1.04 – Localização do Sistema RHR dentro da contenção do reator de Genkai (Japão) [EPRI Technical Report, 2003].

### Motivação para o trabalho

Um estudo analítico, já concluído na usina de Angra I (Brasil) por Maneschy e Suanno [2000], foi realizado com o objetivo de prevenir futuros vazamentos e levantar a distribuição de calor e frequência de aquecimento e desaquecimento das paredes do tubo da linha RHR. O tubo do Sistema RHR da usina termonuclear Angra I tem um diâmetro externo de 219 mm e uma espessura de 23 mm, sendo o material aço inox austenítico ASME AS376 TP 304. Com base nos dados obtidos neste estudo, seria interessante propor um trabalho experimental para simular as condições de trabalho do Sistema RHR, sujeitando corpos-de-prova do material constituinte à Fadiga Térmica. Após isso, os corpos-de-prova poderiam ser ensaiados para avaliar as mudanças nas propriedades mecânicas, especialmente levantando-se a curva S-N-P modificada pelo dano térmico. Assim tal estudo poderia ser comparado ao estudo de Maneschy e

Suanno [2000] conforme a alteração da vida útil do componente provocada pela Fadiga Térmica.

Dessa forma, a motivação para este estudo de Fadiga Térmica surge da necessidade de se estudar a confiabilidade dos materiais dos componentes afetados. As falhas por Fadiga Térmica geram incidentes com conseqüências econômicas elevadas e inesperadas que podem ser uma ameaça à propriedade e a vida. Como apresentado na Tabela do Anexo 1, os incidentes em plantas nucleares tipo PWR são muitos e relevantes, e um número elevado de incidentes em Plantas Nucleares de outros tipos de reatores nucleares não consta na tabela. Somente em um Reator tipo BWR sueco, foram encontrados 20 locais nos quais a mistura térmica atinge um  $\Delta T$  de 50°C. Esta temperatura já é suficiente para causar problemas de Fadiga Térmica. Três destes locais apresentam  $\Delta T$  acima de 100°C [Jansson, 1996].

A Marinha do Brasil, por meio de carta (Anexo 3) do seu CTMSP (Centro Tecnológico da Marinha de São Paulo), manifestou interesse nesta pesquisa com potencial de aplicação nas atividades de desenvolvimento do seu Centro.

A Eletronuclear também manifestou interesse nesta pesquisa por meio de carta-fax (Anexo 3) enviada pelo setor de Análise de Tensões, pois seus resultados podem ajudar a caracterizar o comportamento de materiais e componentes das Usinas Nucleares de Angra.

## Capítulo 2 - Objetivos

O objetivo principal deste trabalho é realizar um estudo fenomenológico da influência da Fadiga Térmica nas propriedades mecânicas do aço inox austenítico AISI 304, similar ao material usado na tubulação do Sistema RHR da usina termonuclear Angra I (Brasil). O Sistema RHR é o circuito de refrigeração auxiliar do circuito principal de refrigeração do Reator Nuclear.

As seguintes etapas serão realizadas:

- projeto e construção de uma máquina de ensaios de Fadiga Térmica específica e compatível com corpos-de-prova normalizados para outros ensaios mecânicos;
- caracterização do material antes e após os ensaios de Fadiga Térmica e Fadiga Mecânica (dureza, micro-dureza, limite de resistência, tenacidade, levantamento da curva S-N-P e limite de resistência à fadiga);
- utilizando-se corpos-de-prova soldados, estimativa dos mesmos parâmetros dos corpos-de-prova sem solda para a verificação de eventual diminuição da vida à fadiga, limite de resistência, tenacidade e limite de resistência à fadiga.

Em geral, as técnicas dos ensaios de simulação de Fadiga Térmica variam de acordo com o aspecto do problema, indo de uma aplicação particular até estudos gerais do comportamento para uma classe ampla de materiais. Encaixando-se no primeiro caso, uma das etapas deste trabalho é desenvolver um equipamento inédito que simule uma condição específica de trabalho, submetendo um corpo-de-prova a um ciclo de temperatura entre 250 e 500°C em 24 segundos com uma tração constante de 74 MPa, que se refere a tração imposta pela pressão de trabalho à tubulação. Estas são condições específicas do Sistema RHR da usina termonuclear Angra I, porém com a temperatura elevada, destinada a acelerar o ensaio. As características do material da tubulação são afetadas pelo fenômeno

da estratificação térmica podendo provocar trincas passantes, como já se observou em outras usinas [Atwood et al, 1999].

Outro caráter inédito deste estudo, além do desenvolvimento de uma máquina de ensaio de Fadiga Térmica, é o uso de um corpo-de-prova normalizado que poderá ser usado para ensaios mecânicos e na Fadiga Mecânica Flexo-rotativa, o que possibilita estudar a influência da Fadiga Térmica nas curvas S-N-P de Fadiga Mecânica, bastando submeter o corpo-de-prova à Fadiga Térmica antes da Fadiga Mecânica. Um sistema de aquecimento por efeito joule do corpo-de-prova foi desenvolvido. Já o resfriamento acontece por convecção utilizando-se ar comprimido, tornando possível atingir os limites de temperatura especificados, atendendo as velocidades de subida e de descida da temperatura. Foi construído um sistema de carregamento que traciona o corpo-de-prova com tensões de zero até o limite de 980 MPa (limite de carga máxima suportada pelo elemento isolante do corpo-de-prova). Estas variações de carga e tempo de aquecimento e resfriamento poderão ser úteis em vários trabalhos futuros. Para este trabalho, os parâmetros de ensaios deverão ser definidos no sentido de refletir a condição mais severa encontrada na operação usual de um equipamento. Contudo, a faixa de temperatura aplicada aos corpos-de-prova será mais alta do que a faixa de operação na usina, visando acelerar o dano causado pela temperatura. Os valores de temperatura utilizados nos ensaios de Fadiga Térmica foram definidos com base nos estudos de Shi et al [1996]. Assim, a contribuição deste trabalho é estimar a vida útil do material danificado pela Fadiga Térmica e sugerir, conforme os resultados, alterações da vida útil das tubulações de plantas nucleares, além de servir como base para futuros estudos e para novos projetos com o material em questão.

## Capítulo 3 - Revisão Bibliográfica

### 3.1 Introdução sobre Fadiga Térmica

A Fadiga Térmica é provocada por condições de carregamento típicas em componentes de equipamentos usados em várias aplicações industriais. As falhas são originadas deste tipo de carregamento que submete o componente a flutuações cíclicas de temperatura e que podem originar trincas ou redes de trincas. Normalmente os componentes atingidos são tubulações de refrigeração em usinas termoelétricas e termonucleares, cilindros de laminação, partes de turbinas a gás, motores diesel, turbinas de aeronaves entre outros.

Em uma revisão da literatura até 1966, King e Smith [1966] cita outros autores que contribuíram com a pesquisa da Fadiga Térmica. Entre os citados, destaca-se Trielsch em 1952 [Trielsch apud King e Smith, 1966], que pesquisou sobre as características particulares de Fadiga Térmica e choques térmicos encontrados na solda; [Manson apud King e Smith, 1966] que verificou em 1953 os problemas associados à seleção dos materiais para o uso em turbinas de gás; [Coffin e Manson apud King e Smith, 1966] trabalhando em problemas de Fadiga Térmica em 1954 propuseram equações sobre amplitude da deformação plástica. Mencionam também [Northcott e Baron apud King e Smith, 1966], que revisaram em 1956 a literatura sobre a Fadiga Térmica na indústria de engenharia. Glenny e Baron em 1962, examinaram a influência de uma ampla gama de parâmetros na resistência à Fadiga Térmica, [Glenny e Baron apud King e Smith, 1966]. Em 1960, em Los Alamos, foi relatado o primeiro caso de dano por Fadiga Térmica na indústria nuclear conforme Fissolo et al [2002].

Valendo-se deste primeiro registro em Los Alamos, incidentes deste tipo vêm aumentando pelo mundo com o passar do tempo. Isto é comprovado por Atwood et al [1999] que analisa dados mundiais para eventos de vazamentos de refrigerante em reatores tipo PWR como já citado anteriormente no Cap. 1 –

Introdução (pág. 3). Segundo esta referência, as falhas por Fadiga Térmica ocorrem tanto no metal base quanto nas regiões de solda, devido especialmente a problemas ligados a soldabilidade dos aços inoxidáveis [Hasebe e Asayama, 1997]. A prevenção de tal dano é uma grande preocupação da indústria nuclear, seja com intuito de estender a vida do reator por 20 ou mais anos, ou mesmo para minimizar custos e aumentar a confiabilidade operacional [Cruz et al, 2002]. Apesar das flutuações de temperatura associadas serem relativamente pequenas, os danos podem ser catastróficos, como exemplo, em um Reator Regenerador Rápido de Metal Líquido (LMFBR - Liquid Metal Fast Breeder Reactor) no qual flutuações térmicas são geradas pela mistura de fluxos de sódio a temperaturas diferentes ou pelos movimentos cíclicos da interface de estratificação do sódio [Gelineau et al, 2001].

Alguns componentes de diferentes tipos de reatores nucleares são submetidos à correntes térmicas e efeitos de carregamentos termomecânicos. Como exemplo, estas flutuações são uma possível causa do crescimento das redes de trincas apresentadas na Figura 3.01 [Ware, 2003]. Trincas por Fadiga Térmica também foram observadas em alguns componentes do Sistema de Refrigeração do Reator (PWR) e do Reator a Água em Ebulição (BWR) [Hakala et al, 1990]. Este último caso é apresentado na Figura 3.02.

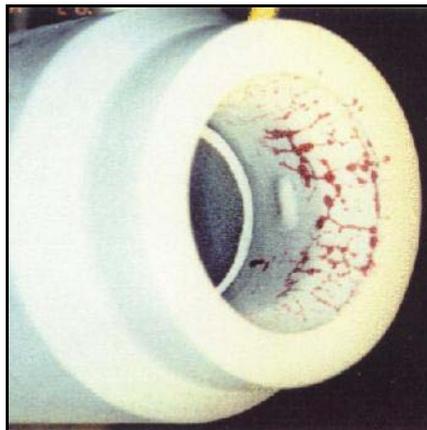


Figura 3.01 - Teste de Líquido penetrante revelando rede de trincas em bocal sujeito a estratificação térmica de alta frequência [Ware, 2003].

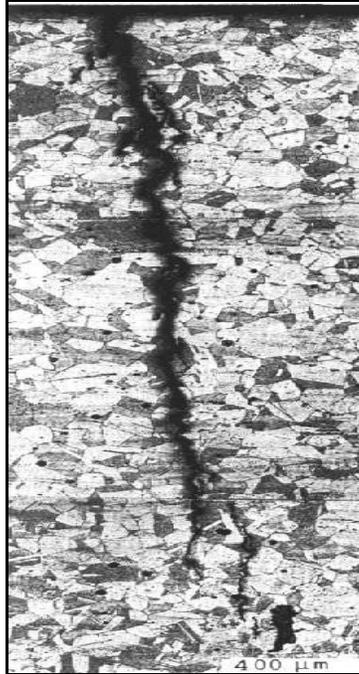


Figura 3.02 – Seção de uma trinca de propagação perpendicular à superfície interna de um tubo do BWR causada por Fadiga Térmica [Hakala et al, 1990].

Outro caso relevante da Fadiga Térmica é sua presença como um dos mecanismos de desgaste de moldes de injeção de alumínio, podendo atuar isoladamente ou em conjunto com outros fenômenos. De acordo com vários autores [Knotek et al, 1993], [Shivpuri, 1995], [Yu et al, 1995], a Fadiga Térmica ocorre em razão do molde estar sempre a uma temperatura significativamente inferior a da liga de alumínio que está sendo injetada. Conseqüentemente a superfície de trabalho da ferramenta é submetida a uma dilatação seguida de uma contração a cada ciclo de injeção. Estas tensões mecânicas induzidas termicamente levam a nucleação e propagação de trincas térmicas, que são trincas perpendiculares à superfície. Para um controle mais efetivo das trincas térmicas é necessária uma escolha adequada do aço e especialmente do tratamento térmico aplicado.

Equipamentos operando a temperaturas elevadas produzem tensões térmicas e estudos realizados [Beck et al, 2001] indicaram que as falhas acontecem em razão de contrações e expansões que surgem especialmente durante o processo

de acionamento e parada destes equipamentos. Ensaios realizados em turbinas a gás, com paradas e partidas repetidas produziram trincas de Fadiga Térmica com poucos ciclos de operação [Rau et al, 2003].

O crescimento das trincas provocado pela Fadiga Térmica é influenciado pelas variações térmicas e sua amplitude, frequência de carregamento, combinações entre o material e o meio ambiente, porcentagem de carbono na liga, ductilidade, elementos de liga e impurezas, tamanho dos grãos, condições de ensaios, resistência à fluência viscosa, combinação de outros esforços com as tensões térmicas e a qualidade do acabamento superficial [Bannantine et al, 1990] [Hakala et al, 1990] [Fissolo et al, 2002].

Têm sido investigados vários aspectos do dano por Fadiga Térmica. O primeiro aspecto trata da iniciação de trinca, uma fase que corresponde a uma parte muito importante da vida total do componente (comprometendo a vida do componente em mais de 90% em alguns casos) [Fissolo et al, 2002]. A maioria das vezes, a identificação da fase de iniciação de trinca esta baseada em aproximação fenomenológica e em técnicas de observação disponíveis. O estudo do fenômeno fica complicado quando carregamentos adicionais são aplicados, como tensões residuais ou tensões estruturais. Apesar da importância do banco de dados que é construído progressivamente, não pode ser dada uma descrição quantitativa de todos os casos práticos e em alguns destes, a equivalência entre carregamento térmico e faixa de deformação não está bem estabelecida. Por todas estas razões, um melhor entendimento dos micro-mecanismos se torna necessário, especialmente nas ocorrências de fadiga no qual o tamanho do dano é comparável à dimensão micro-estrutural característica do material, como o tamanho de grão, por exemplo [Fissolo et al, 2002].

Um segundo aspecto a ser investigado é o crescimento de trinca, no caso de trincas isoladas, que podem surgir com formas geométricas características e também as redes de trincas. Nesta situação, foi o comprovado efeito escudo que conduz a uma redução dramática da taxa de crescimento de trinca. Em outras ocorrências, o projeto de componentes baseado no aumento da taxa de

crescimento de trincas isoladas pode ser excessivamente conservador [Fissolo et al, 2002].

### **3.2 Relacionamento da Fadiga Térmica com a fadiga controlada por deformação**

Fadiga Térmica é o termo usado para relacionar as variações dos gradientes de temperatura ao carregamento e às deformações cíclicas. Os problemas de Fadiga Térmica envolvem tanto os carregamentos mecânicos quanto os carregamentos induzidos pela temperatura. Manson e Halford [1981] realizaram ensaios de fadiga de baixo ciclo envolvendo deformação mecânica cíclica e compararam com corpos-de-prova completamente restringidos, ciclados termicamente a temperaturas entre 200°C e 500°C, tendo 350°C como temperatura média. Foi observado que, para uma mesma faixa de deformação plástica, o número de ciclos até a falha é muito menor para os corpos-de-prova deformados ciclicamente pela temperatura do que os ciclados mecanicamente, mostrando que a Fadiga Térmica pode ser mais danosa que a Fadiga Mecânica em condições de deformações plásticas semelhantes. A discrepância entre os resultados pode ter várias origens sendo uma delas a taxa na qual a deformação cíclica é induzida. Resultados obtidos de ensaios em Inconel indicam uma boa correlação entre ensaios mecânicos e ensaios térmicos, porém é necessário cuidado na predição do comportamento térmico da fadiga de baixo-ciclo utilizando-se resultados de ensaios mecânicos e vice-versa [Collins, 1993].

O ensaio de fadiga termomecânica, aquele que se utiliza tensões térmicas e mecânicas simultaneamente, é um método importante para simular o comportamento das tensões-deformações cíclicas e processos de dano de componentes em serviço. Algumas investigações demonstraram que a vida da fadiga termomecânica de um componente real é muito mais curta do que aquela da fadiga isotérmica na temperatura máxima e na amplitude de tensão correspondente [Liu et al, 2002].

### 3.3 Fenômenos da Fadiga Térmica na Indústria Nuclear

O sistema de refrigeração do reator nuclear é importante para a segurança da usina de energia nuclear devido ao fato de que:

- é uma barreira inicial na liberação de produtos de fissão conseqüentes de quebra de vareta de combustível durante um acidente;
- sua ruptura pode conduzir a um acidente de perda de refrigerante (LOCA – Loss Of Coolant Accidents) podendo comprometer a integridade da retenção.

Fadiga é o principal mecanismo de degradação do sistema de refrigeração do reator, como também em outros locais como terminais de água de alimentação e tubos de transporte. Recentemente, o Código ASME Seção III exige a incorporação, no projeto de instalações nucleares, a análise de Fadiga Térmica. Em plantas mais antigas, porém, não foram requeridas análises de Fadiga Térmica. Comumente o método de análises baseadas em transientes do projeto leva a:

- suposições conservadoras usadas freqüentemente;
- alguns transientes do projeto não eram considerados;
- curvas de Fadiga Mecânica do Código ASME usadas no projeto [Ware, 2003].

Com exceção de transientes de temperatura em locais inesperados, o método funciona bem, mas novas análises de componentes para transientes recentemente descobertos são requeridas. Os seguintes fenômenos ocorrem devido à Fadiga Térmica e seus respectivos locais:

- 1- penetração turbulenta do refrigerante quente que interage com o escoamento do refrigerante frio e produz redemoinhos térmicos (Figura 3.03). Os locais são:
  - linha de injeção de segurança (com vazamento de válvula);
  - linha de RHR - (sem vazamento de válvula);

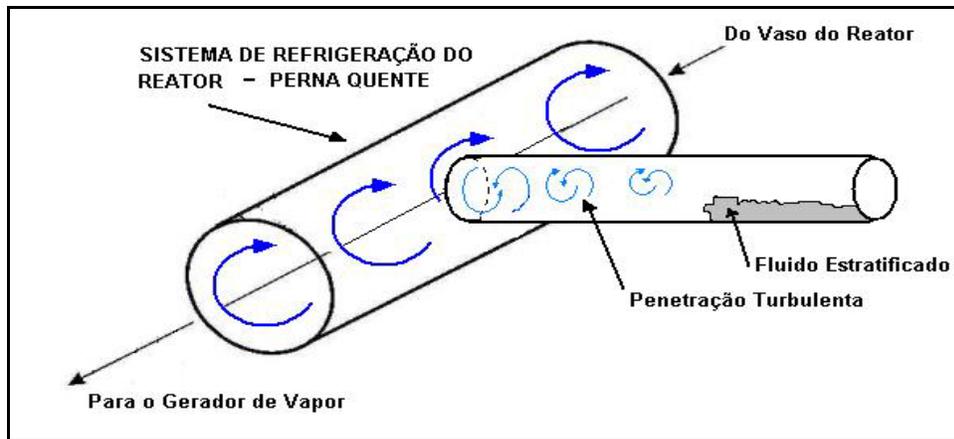


Figura 3.03 – Penetração Turbulenta em Tubo Ramal ligado ao Sistema de Refrigeração do Reator [Ware, 2003].

2- estratificação térmica global, na qual o fluido turbulento quente penetra em linha secundária e interage com um fluido refrigerante estratificado produzido ou não por um vazamento de válvula (Figura 3.04). Os locais são:

- linhas de emergência e linhas de “spray” do pressurizador;
- linha de alimentação do gerador de vapor.

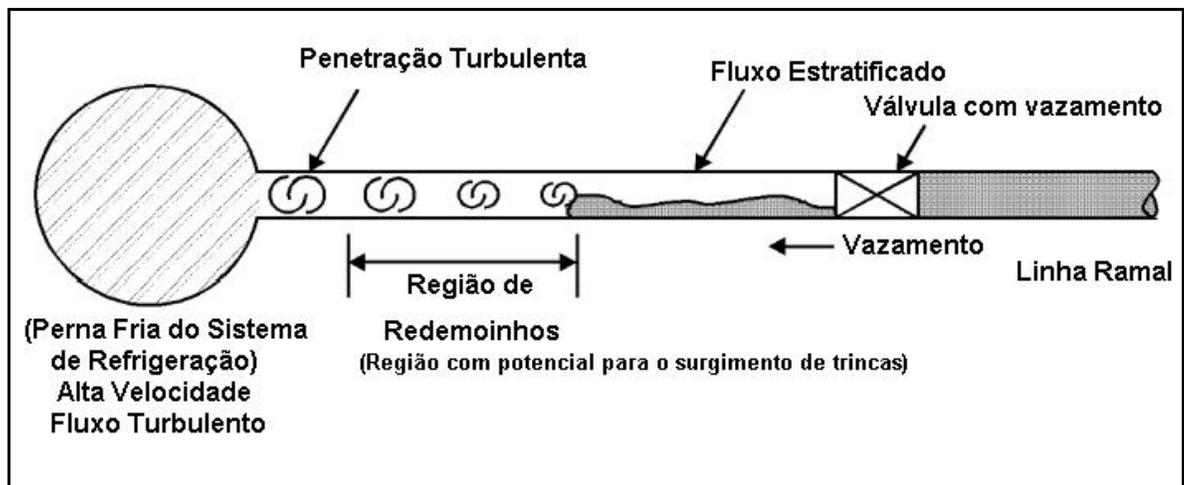


Figura 3.04 – Penetração Turbulenta em Tubo ligado ao Sistema de Refrigeração do Reator com vazamento de válvula [EPRI Technical Report, 2003].

3- mistura turbulenta, na qual mudanças cíclicas de comprimento e intensidade da penetração turbulenta ao longo da tubulação produzem uma alta frequência da variação cíclica sobre uma estreita faixa de perfil vertical do tubo. Isso induz a tensões mecânicas na superfície do tubo podendo causar uma iniciação de trinca (Figuras 3.05 e 3.06).

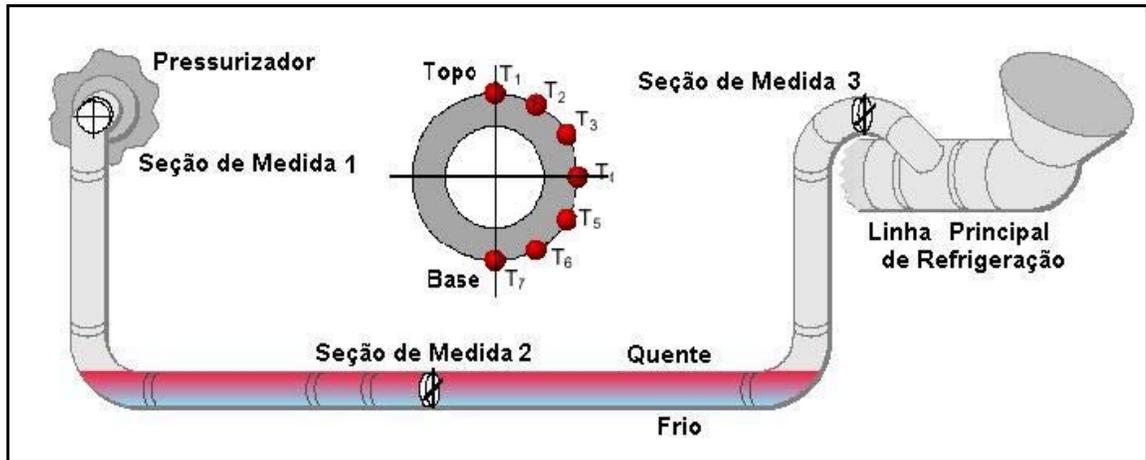


Figura 3.05 – Representação da Linha de Surto de um Reator PWR monitorada em três pontos devido à estratificação térmica [Kleinöder e Golembiewski, 2001].

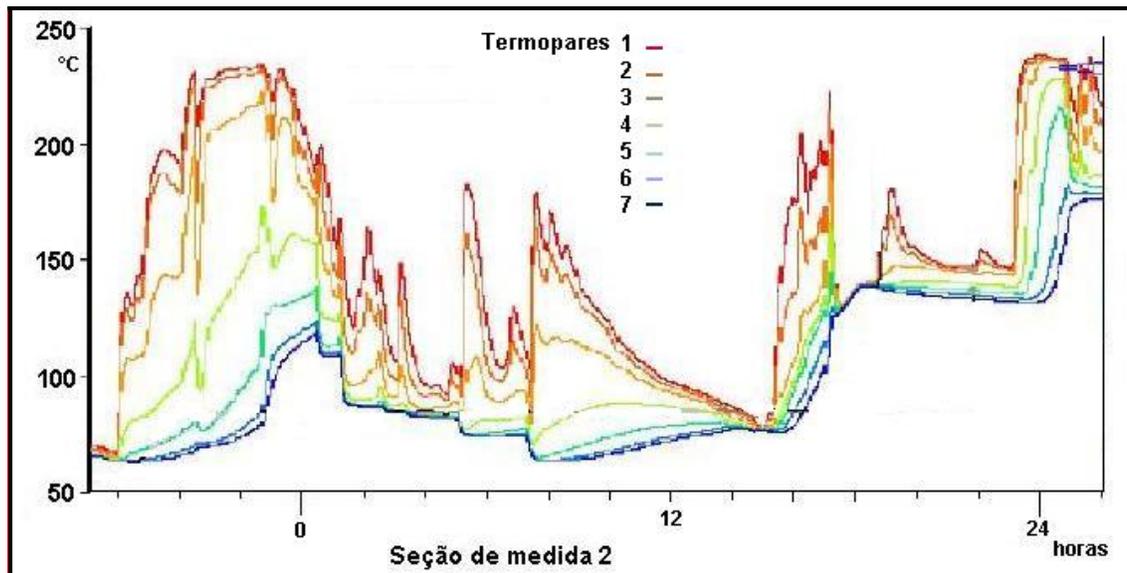


Figura 3.06 – Carregamento térmico (seção de medida 2) na Linha de Surto durante 32 horas de estratificação térmica [Kleinöder e Golembiewski, 2001].

Os locais atingidos são:

- tubulação perna fria em uma planta de demonstração em planta tipo B&W (Babcock & Wilcox);
- linha de injeção final de alta pressão em planta tipo B&W [Ware, 2003].

Como os fenômenos de Fadiga Térmica parecem depender da geometria e do projeto da tubulação; para novos sistemas de refrigeração de reatores nucleares requer-se mudanças nos projeto tais como:

- localizar as válvulas na linha secundária mais próximas a linha principal de refrigeração;
- instalar sistemas antivazamentos entre lados de válvulas de isolamento;
- redesenhar bocais para diminuir o número de soldas;
- usar materiais resistentes à fadiga [Ware, 2003].

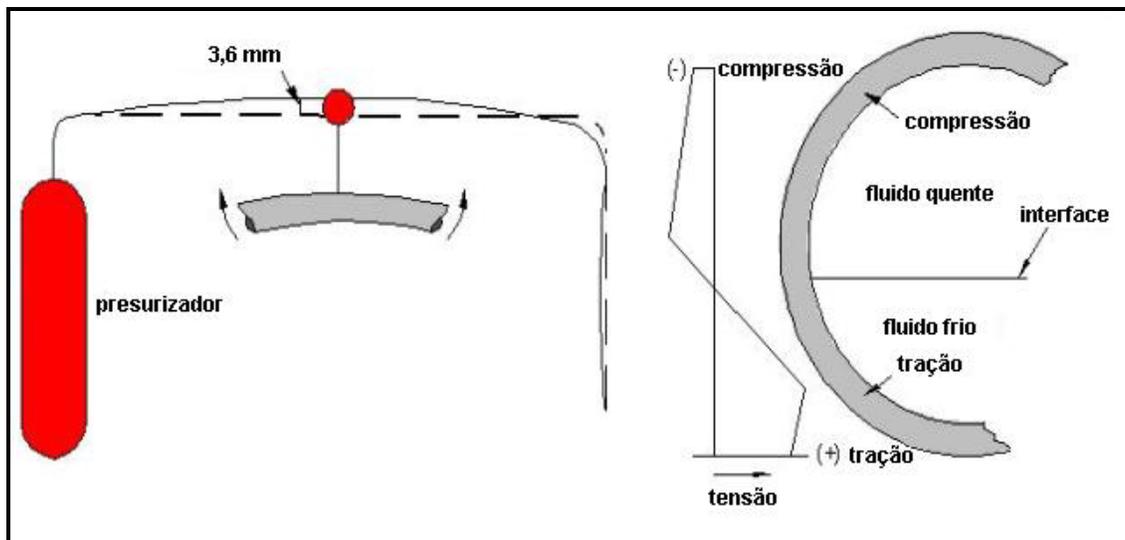


Figura 3.07 – Deformação da tubulação devido ao fenômeno de estratificação térmica e eventuais restrições externas [Ware, 2003].

Mudanças de temperatura no fluido refrigerante (Figura 3.07) causam gradientes térmicos na seção fazendo com que a expansão natural seja resistida pelo resto

do corpo. A aplicação repetitiva de um ciclo de temperatura em um material pode induzir tensões de magnitude suficiente para resultar em alternância de tensões e o desenvolvimento de trincas. A restrição ao crescimento do material é um resultado direto da continuidade do meio e existirá até mesmo dentro de um material perfeitamente homogêneo e isotrópico. Entretanto, quando isto acontece em uma micro-escala, tensões térmicas podem ser o resultado da mudança da temperatura em uma estrutura cujas fases intermetálicas possuem diferentes propriedades térmicas e mecânicas.

Até mesmo quando a taxa de mudança de temperatura é suficientemente lenta a ponto de que a temperatura possa ser considerada uniforme ao longo de um determinado corpo, variações locais em propriedades dentro do mesmo material podem resultar em restrições locais (Figuras 3.08 e 3.09) [EPRI Technical Report, 2003]. Desta forma, a restrição do sistema é provida pela rigidez do próprio material, e não pela constrição externa artificial. O não surgimento de trincas, nestas condições de deformação plástica, está relacionado com a resistência e a ductilidade do material.

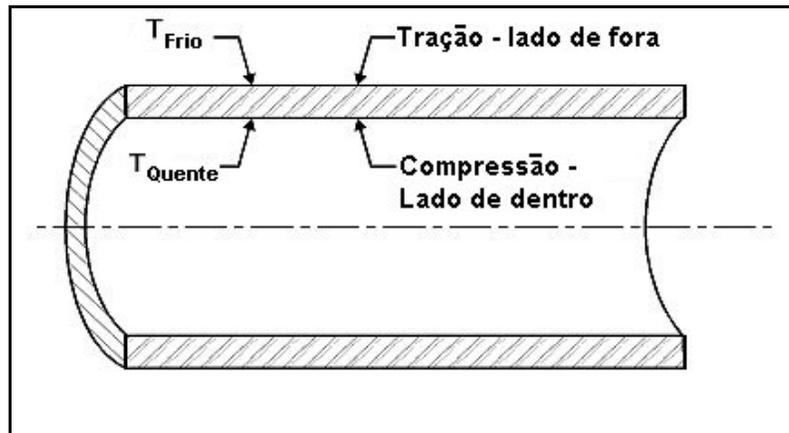


Figura 3.08 – Efeito da restrição local dentro da tubulação por causa do fenômeno da Fadiga Térmica [Deardorff, 2004].

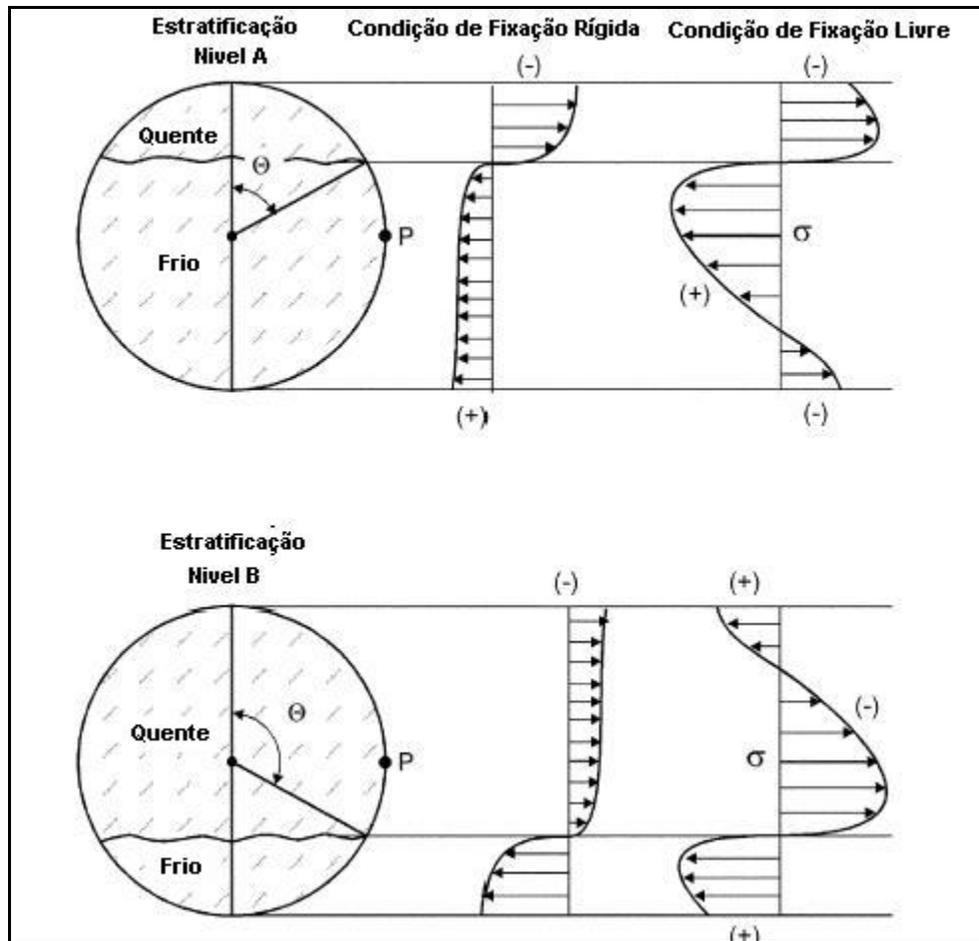


Figura 3.09 – Distribuição de tensões na estratificação térmica [EPRI Technical Report, 2003].

Em 1996 ocorreu um acidente particularmente sério devido à Fadiga Térmica na Usina Nuclear de Dampierre 1. A Linha de Injeção de Segurança apresentou uma trinca passante circunferencial de 79 mm na parede interna e 23 mm na parede externa. A trinca passante ocorreu no metal de base de uma seção reta do tubo horizontal próximo a uma válvula devido à estratificação térmica (Figura 3.10). A Usina Nuclear de Dampierre 1 operava há 16 anos, desde 1980 até a data do acidente. A porção do tubo foi substituída e uma nova trinca passante ocorreu após oito meses, também por Fadiga Térmica, contradizendo as análises de fadiga que indicavam que a trinca não deveria se iniciar durante anos, mesmo levando em conta as cargas térmicas locais reveladas pelo monitoramento.

Assim, somente inspeções em serviço podem não ser adequadas se um pequeno defeito se tornar uma trinca passante em um período entre inspeções [Ware, 2003].

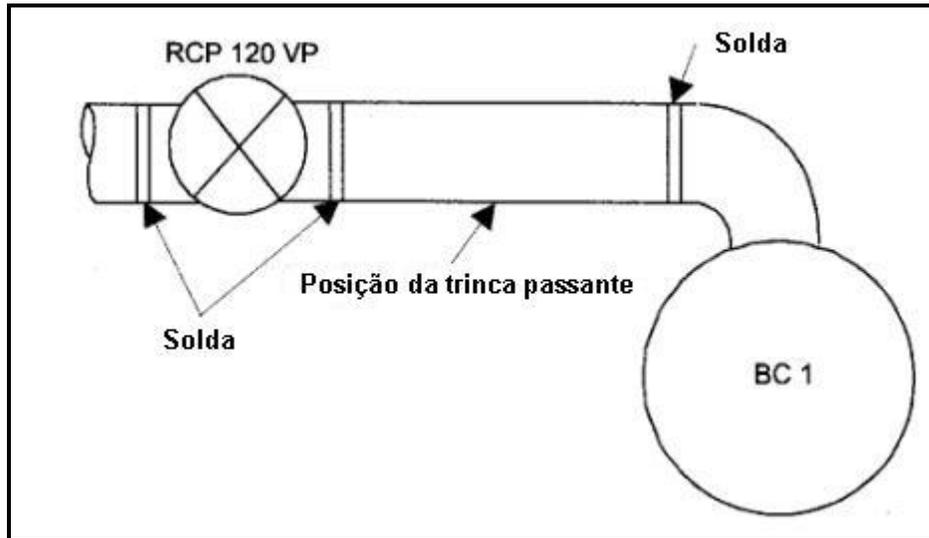


Figura 3.10 – Localização da trinca passante na Linha de Injeção de Segurança de Dampierre 1 – França [Ware, 2003].

Ciclos térmicos por causa de transientes de temperatura de altas e baixas frequências se somaram e resultaram em falha de um joelho da saída do sistema de trocador de calor regenerativo da usina tipo PWR de Tsurunga 2 (Japão) em 1999 [Marquis e Solin, 2001]. O efeito combinado de uma mistura térmica de alta frequência com uma mudança de baixa frequência do fluxo do trocador de calor levando a um significativo ciclo a cada 500 segundos e à falha em 95.000 horas de operação. Os dois mecanismos de carregamento são mostrados na Figura 3.11 e a localização da falha é mostrada na Figura 3.12.

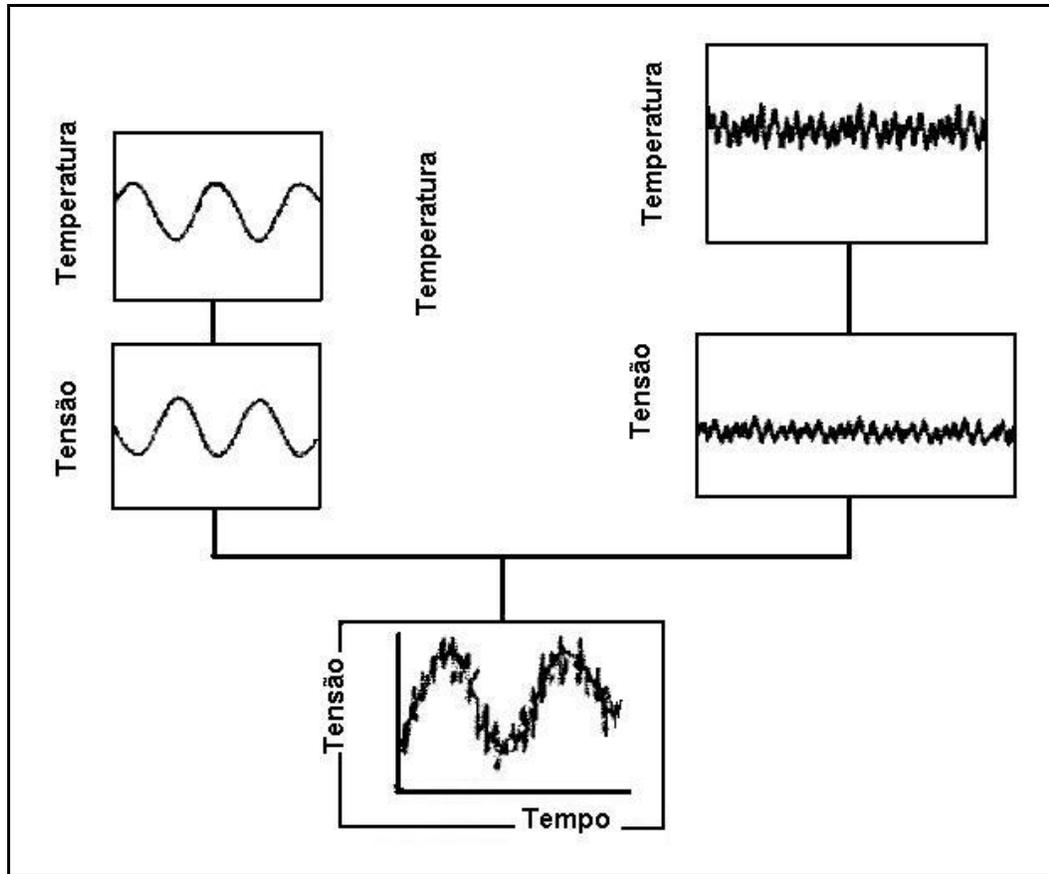


Figura 3.11 – Resultado da soma de um carregamento padrão de baixa frequência e um de alta frequência em um joelho do trocador de calor de Tsurunga 2 (Japão) [Marquis e Solin, 2001].

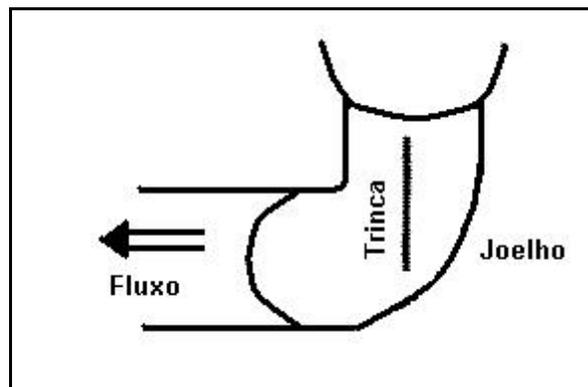


Figura 3.12 – Localização da trinca no joelho do trocador de calor de Tsurunga 2 (Japão) [Marquis e Solin, 2001].

Somente em um Reator Nuclear tipo BWR sueco, foram encontrados 20 locais nos quais a mistura térmica atinge um  $\Delta T$  de 50°C. Esta temperatura já é suficiente para causar problemas de Fadiga Térmica. Três destes locais apresentam  $\Delta T$  acima de 100°C [Jansson, 1996].

### **3.4 Fadiga Térmica, Isotérmica, Termomecânica e fluência.**

A princípio, o termo “Fadiga Térmica” foi empregado para um tipo de falha que ocorre em metais com rede não cúbica quando a temperatura flutua lentamente com nenhuma contração externa aplicada ao material. Pode-se atribuir tais falhas aos esforços internos que aparecem com a anisotropia da expansão térmica. Em metais como zinco, cádmio, estanho ou urânio, as bandas de deslizamento e trincas na superfície são observadas após ciclos repetitivos de aquecimento e resfriamento [King e Smith, 1966]. Posteriormente, a expressão foi usada para referir-se as falhas provocadas pelos esforços repetidos induzidos termicamente, como aqueles que resultam de gradientes de temperatura e de esforços de compressão para evitar a expansão entre componentes metálicos diversos. Uma proporção elevada de falhas por Fadiga Térmica em serviço é por causa do gradual trincamento dos materiais sob ciclos de temperatura repetitivos, e uma compreensão de suas características conduzirá ao projeto satisfatório de componentes que sofrem ciclos de temperatura e carga em serviço. Pode-se fazer consideráveis analogias da proporcionalidade com a variação cíclica de tensão a temperatura constante, porém ensaios isotérmicos nos quais a temperatura abaixo do máximo do ciclo térmico é empregada, podem dar resultados enganosos. [Botvina et al, 1997].

Dados experimentais examinados atualmente procuram estabelecer a importância da deformação cíclica, da fluência e da corrosão no acúmulo de danos. São levados em consideração os efeitos da taxa de mudança de temperatura e deformação, tempos e temperaturas operacionais além de níveis de tensão que podem estar mudando a ductilidade e a estabilidade metalúrgica dos materiais. Os mecanismos de tensão e deformação da Fadiga Térmica são devido à micro-deformações que surgem de variações locais de propriedades, até mesmo em um material homogêneo isotrópico, bem como no material base ou nas soldas entre

componentes. Os mecanismos principais que induzem tensões térmicas podem ser discutidos de acordo com o grau de deformação e endurecimento ou recuperação estrutural associada a esta deformação. Em certas circunstâncias, ensaios com temperatura constante podem prover uma base útil para calcular características dos materiais sob condições de temperatura variáveis, porém condições de tensões externas durante e imediatamente após um período de tempo à temperatura constante, devem ser examinadas de perto para se evitar danos inesperados. Ciclos de deformação parecem ser a principal causa da falha em um material estável em um curto período, mas a influência da fluência dependerá do tempo sob altas temperaturas, sendo assim maior a dependência do tempo total à temperatura do que com o número de ciclos de temperatura. O dano que os ciclos de temperatura promovem até a falha será largamente determinado pelo comportamento metalúrgico da estrutura [Karzov et al, 1992].

A fluência é uma deformação que progride lentamente com o tempo quando um metal é solicitado por uma carga em temperatura alta, levando eventualmente o material a ruptura. A fluência convencional caracteriza-se por uma carga constante aplicada [Sousa, 1974]. Nos locais nos quais a interação da fluência/fadiga é significativa, a fluência torna-se mais importante com temperatura crescente e exposição prolongada. Os componentes típicos atingidos incluem as lâminas de turbina a gás e junções de circuitos elétricos soldadas [Virkkunen, 2001].

Em um dos primeiros estudos sobre Fadiga Térmica, King e Smith [1966], concluíram que tanto nas ocorrências de restrição externa ou interna, os danos produzidos são semelhantes dentro da seção crítica do material testado, sendo de alguma forma, equivalentes. Na prática, dano por Fadiga Térmica surge da superposição das tensões devido às restrições internas ou externas, em razão de uma interação complicada da termomecânica e fatores metalúrgicos sob as condições cíclicas. As tensões no equipamento como um todo estão relacionadas com a amplitude térmica, e neste caso os parâmetros de projeto estão, até certo ponto, sob controle do projetista. A seleção de um material de condutividade térmica mais alta e coeficiente de expansão térmica mais baixo, ou procedimentos

operacionais que tragam os extremos de temperaturas de operação para próximo da temperatura suportada pelo metal, são recursos que visam minimizar o problema da Fadiga Térmica [Forrest, 1972].

A classificação dos processos principais que acontecem na Fadiga Térmica só pode ser tomada como guia nos comportamentos extremos. Muitas ocorrências envolverão considerável sobreposição destes fatores e a previsão da resistência ao trincamento pode erroneamente resultar em uma previsão que não é constituída da interação entre eles. Definições apropriadas para estes fenômenos isoladamente são tentativas de evidenciar qual o principal fenômeno e de isolar seu mecanismo.

Em suma, uma possível definição de Fadiga Térmica é a seguinte: "a Fadiga Térmica é a deterioração gradual e eventual trincamento de um material pelo aquecimento alternado ao resfriamento, durante expansão térmica livre ou confinada parcialmente ou completamente" [Spera, 1976]. Completando-se esta definição, havendo uma variação cíclica de tensão mecânica, levando-se em conta também as tensões por confinamento, pode-se dizer que o fenômeno de deterioração gradual e eventual trincamento de um material se dá por Fadiga Termomecânica (Figuras 3.13, 3.14, 3.15 e 3.16). Se não existe nenhuma tensão provocada por carga mecânica cíclica aplicada externamente, somente carga térmica e tensões mecânicas devido à anisotropia do material, ou se a tensão mecânica é insignificante comparada à tensão térmica, estão tem-se a fadiga por tensão térmica, ou simplesmente Fadiga Térmica [Virkkunen, 2001].

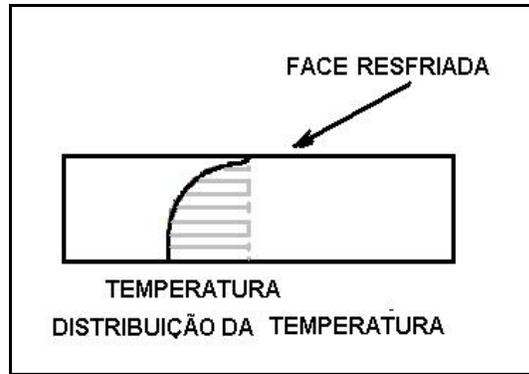


Figura 3.13 – Perfil da variação de temperatura em uma chapa ou parede de tubulação submetida à Fadiga Termomecânica [Marquis e Solin, 2001].

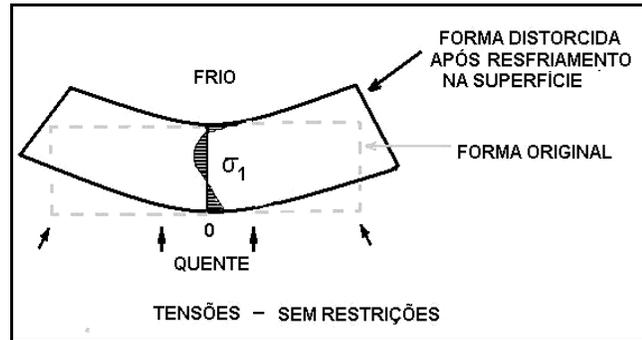


Figura 3.14 – Distribuição de tensões em uma chapa ou parede de tubulação submetida a variações de temperatura sem restrições externas [Marquis e Solin, 2001].

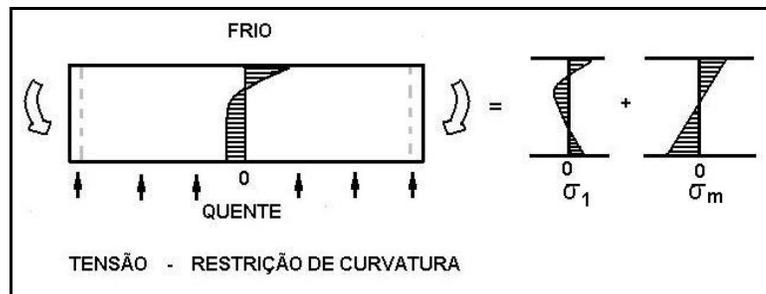


Figura 3.15 – Distribuição de tensões em uma chapa ou parede de tubulação submetida a variações de temperatura com restrições externas de curvatura [Marquis e Solin, 2001].

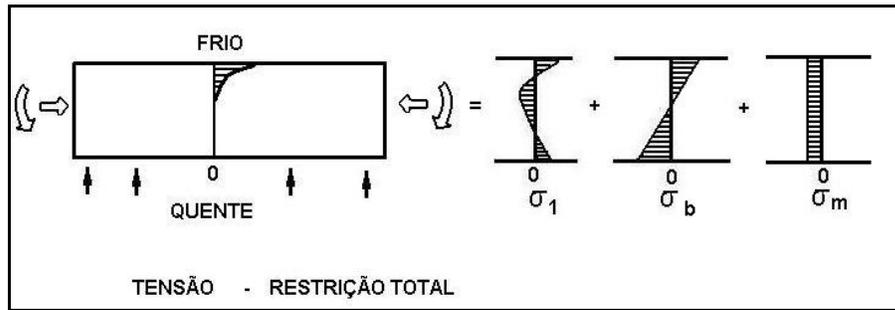


Figura 3.16 – Distribuição de tensões em uma chapa ou parede de tubulação submetida a variações de temperatura com restrições externas totais

[Marquis e Solin, 2001].

Considerando-se o caso anterior, se não acontece a variação cíclica de temperatura, e sim somente a variação cíclica da tensão mecânica, quer seja por anisotropia ou restrições de confinamento, tem-se então apenas Fadiga Isotérmica. Porém para altas temperaturas, o fenômeno de fluência se torna predominante, visto que a fluência é uma deformação que progride lentamente com o tempo quando um metal é solicitado por uma carga em temperatura alta [Sousa, 1974]. Segundo Petersen e Rubiolo, a vida à Fadiga Térmica é bem mais curta em relação à vida à Fadiga Isotérmica se esta ocorre em uma temperatura igual à média da temperatura que ocorre na Fadiga Térmica, e de qualquer modo, será certamente menor se a temperatura isotérmica for menor que a máxima do ciclo térmico de Fadiga Térmica [Petersen e Rubiolo, 1991].

Se cargas mecânicas cíclicas são aplicadas juntamente com cargas térmicas, então se tem a Fadiga Termomecânica. Esta pode ser Em-Fase ou Fora-de-Fase, dependendo se a carga mecânica é aplicada quando a temperatura sobe ou quando a temperatura desce [Zauter e Christ, 1994]. É mostrado na Figura 3.17, os tipos de Fadiga Termomecânica. Quando a temperatura máxima do ciclo de Fadiga Térmica ocorre no mesmo momento da aplicação da carga máxima de Fadiga Mecânica, se têm a Fadiga Termomecânica Em-Fase. Em outro caso, quando a temperatura máxima da Fadiga Térmica ocorre no momento da

aplicação da carga mínima da Fadiga Mecânica, então se têm a Fadiga Termomecânica Fora-de-Fase.

Para os intervalos de temperatura sob o regime de fluência, ambas ciclagens Em-Fase e Fora-de-Fase tem números similares de ciclos até a falha. Quando apenas a temperatura de máximo do ciclo de temperatura residir dentro da faixa de fluência, redução de vida por fluência induzida só acontece na variação cíclica Em-Fase [Zauter e Christ, 1994]. Quando a interação fadiga/fluência acontece durante a variação cíclica Em-Fase, o material sofre danos internos provocados pelas trincas intergranulares além dos efeitos da interação entre fadiga e outros modos de falhas como fluência, corrosão, corrosão sob tensão, etc. Em temperaturas abaixo do regime de fluência, a Fadiga Termomecânica Em-Fase se mostra mais danosa que a Fora-de-Fase, ou seja, a variação cíclica Fora-de-Fase inibe o dano por fadiga/fluência.

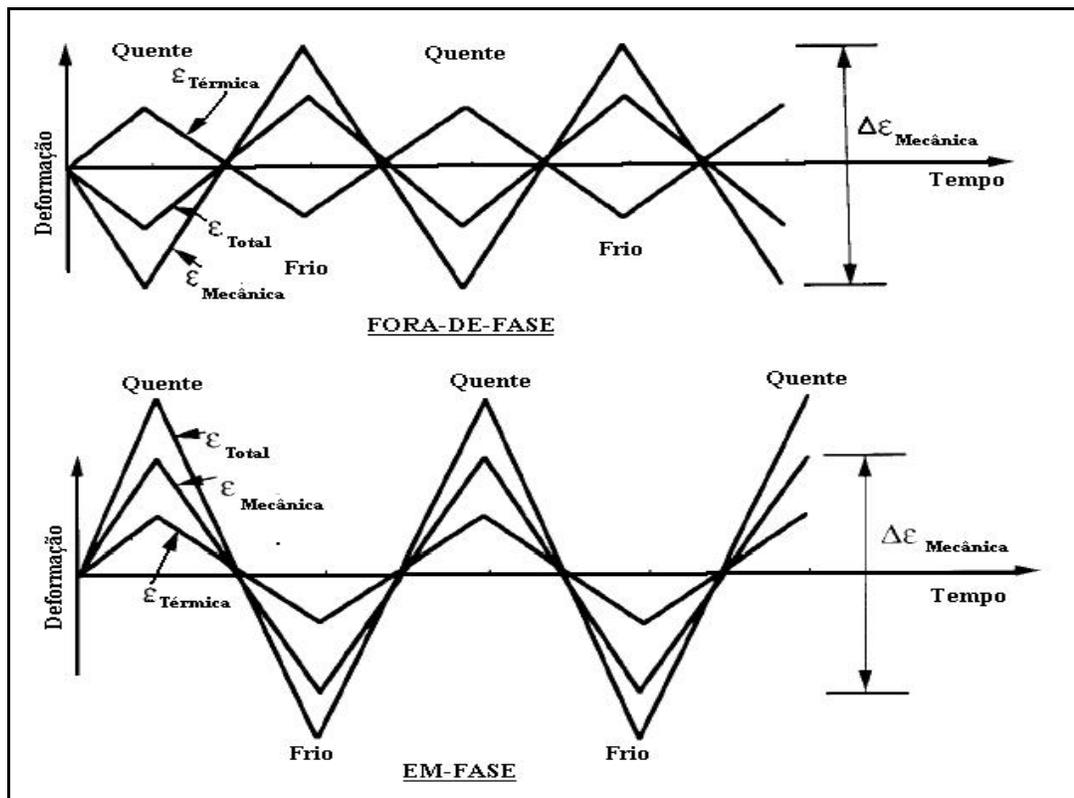


Figura 3.17 – Fadiga Termomecânica Fora-de-Fase e Em-Fase [Sehitoglu, 1992].

,Forrest e Armstrong [1965] correlacionaram os efeitos de fadiga e fluência por meio de uma relação empírica da forma:

$$v^k t = \text{Constant} \quad (3.1)$$

onde “v” é a frequência de ensaio, “t” é o tempo até a falha e “k” é uma constante. Quando o valor de “k” tende a unidade, falha por Fadiga Mecânica e trinca transgranular devem predominar, ao passo que “k” tendendo a zero, ruptura por fluência e trinca intergranular é esperada, ou seja, com o tempo a temperatura governa a falha. Exames de metalografia de várias amostras de ligas de base níquel que falharam sob condições de ensaio a temperaturas até 900 °C revelaram uma tendência ao trincamento intergranular na superfície, o qual foi considerado iniciado por um mecanismo de Fadiga Térmica neste material. Em outros exemplos, trincas transgranulares devido à Fadiga Mecânica foram observadas no interior da lâmina e a presença delas foi confirmado por Getsov [Getsov apud King e Smith, 1966]. Os comportamentos das deformações cíclicas dos aços 1% Cr—1% Mo à 510°C e 1% Cr—Mo—V à 565°C demonstram esta mudança no modo de falha, de predominantemente transgranular a vidas curtas para intergranular a vidas mais longas (>200 h neste caso). Como este estudo está sob condições particulares de tensão e temperatura, as propriedades relativas de grãos e contornos de grão podem ser alteradas, no que se refere ao tipo de trincamento, o que não dá nenhuma indicação se a Fadiga Mecânica, térmica ou a fluência foram responsáveis pela falha inicial.

### 3.5 Dano por fadiga de alta deformação

Investigações têm sido feitas utilizando-se resultados de ensaios com variação cíclica de temperatura em corpos-de-prova com restrições nas bordas ou ensaios isotérmicos de deformação cíclica, o segundo sendo preferido por muitos trabalhos por causa das simplificações possíveis em técnica experimentais. A relação de Coffin-Manson [Coffin, 1954] [Manson, 1953] normalmente é tomada como base de comparação entre os dois ensaios:

$$N^k \Delta \varepsilon_p = C \quad (3.2)$$

onde “N” é o número total de ciclos até a falha, “ $\Delta\varepsilon_p$ ” é o incremento de deformação plástica por meio ciclo, e “k” e “C” são constantes para um material particular sob determinadas condições de ensaio. A ampla aplicação desta expressão é bem documentada para condições de temperatura ambientes, mas para temperaturas elevadas e sob condições de ciclos térmicos, deve ser considerada tentativa.

Foram estudadas as condições sob as quais os dois modos de ensaios citados anteriormente são equivalentes, entretanto, freqüentemente ocorrem conclusões contraditórias. No ensaio de Majors [1962] com corpos-de-prova tubulares de parede fina de titânio e níquel sob condições de tensão uniaxial e biaxial, foram observadas grandes variações de comportamento, o que conduz à conclusão de que para estes materiais não há nenhuma relação entre Fadiga Térmica e Fadiga Isotérmica à temperatura média, (temperatura média se refere a média entre a temperatura máxima e mínima do ciclo da Fadiga Térmica). O uso da temperatura média deve ser então cuidadosamente restringida a esses materiais e faixas de temperatura para qual é provada a validade.

A capacidade de um material de suportar concentrações de tensão locais é determinada pelos mecanismos de endurecimento ou amolecimento sob o efeito da temperatura; se a região de deformação plástica puder endurecer o suficiente, a concentração de tensão será dispersa em cima do material circunvizinho sem perda séria de ductilidade [Virkkunen, 2001].

Condições experimentais podem modificar a conclusão geral de que a ductilidade é mais importante que resistência à tração em determinadas resistências à Fadiga Térmica com o nível de temperatura elevada. A propagação de trincas dentro do aço inox austenítico AISI 316 a 600°C sob condições de fadiga de alta deformação [Price e Elder, 1966] foi acompanhado por progressivo endurecimento do material no avanço da ponta da trinca; assim nesta região de intensa concentração de deformação excedeu-se a influência do retardamento do endurecimento.

### **3.6 Efeitos da variação cíclica de temperatura na microestrutura**

As fontes de restrição locais que são causas de trincas durante a variação cíclica térmica incluem variações no coeficiente de expansão térmica, na condutividade térmica e nas propriedades mecânicas do material, além das diferenças de propriedades em partes distintas do mesmo material como grãos, fases ou entre a matriz e as partículas de inclusões presentes. Como exemplo, inclusões de carboneto em um aço inoxidável com uma dispersão melhor e mais uniforme leva a um aumento na resistência à fluência, o que reduz a probabilidade de ocorrer trinca intergranular durante a variação cíclica térmica. Porém, o agrupamento destas partículas por causa do envelhecimento da estrutura em exposição contínua a temperatura elevada, intensifica a ação repetitiva e danosa das tensões térmicas locais em razão da variação cíclica térmica. Sendo assim, embora seja esperada a formação progressiva de uma fase que possua alta resistência, às custas da ductilidade, será normal a diminuição da resistência a variação cíclica térmica. A maneira como estas inclusões são distribuídas na fase determinam a significância deste efeito. A tendência do carboneto de precipitar sítios intergranulares, formando uma rede frágil e contínua ao longo dos contornos de grão em certos aços inox, conduz ao trincamento por variação cíclica térmica nesta região de mistura estrutural; a formação de partículas discretas grandes normalmente será muito menos danosa [Forrest, 1972].

Se durante a variação cíclica térmica a uma determinada temperatura, o material sofre uma transformação de fase, este será extremamente suscetível a tensões aplicadas externamente e isto pode resultar em rápidos deslocamentos e trincamento internos no material. Como exemplo, a formação de martensita de uma matriz de austenita abaixará a resistência do aço à variação cíclica térmica, pois a estrutura resultante é muito mais dura, contendo tensões residuais, podendo absorver menos deformação plástica local sem trincamento. O mais alto coeficiente de expansão térmica do aço austenítico, com relação ao aço ferrítico, tenderá a produzir tensões mais altas sob condições térmicas e cíclicas no material. A maior ductilidade da estrutura ferrítica poderá ser vantajosa na qual severas taxas de resfriamento são encontradas, mas a generalidade desta

conclusão sob condições de Fadiga Térmica requer exame adicional. O dano por fluência pode resultar em uma diminuição da ductilidade e uma redução de vida relativa a condições térmicas. Isto é atribuído à grande importância que a instabilidade estrutural pode assumir durante a variação cíclica de temperatura [Hasebe e Asayama, 1997].

### 3.7 Estratificação térmica

Considerada como uma carga térmica relevante em sistemas de tubos cujas tensões térmicas eram comumente desconsideradas nos projetos, o fenômeno da estratificação térmica ocorre em vários tipos de equipamentos termo-hidráulicos como em usinas termoelétricas e termonucleares, caldeiras, bocais de geradores de vapor, turbinas entre outros. O fluxo estratificado (Figura 3.18) é caracterizado por três faixas a seguir:

- 1- uma faixa fria ao longo da base do tubo,
- 2- uma faixa quente ao longo do topo do tubo,
- 3- uma faixa intermediária com um gradiente vertical de temperatura.

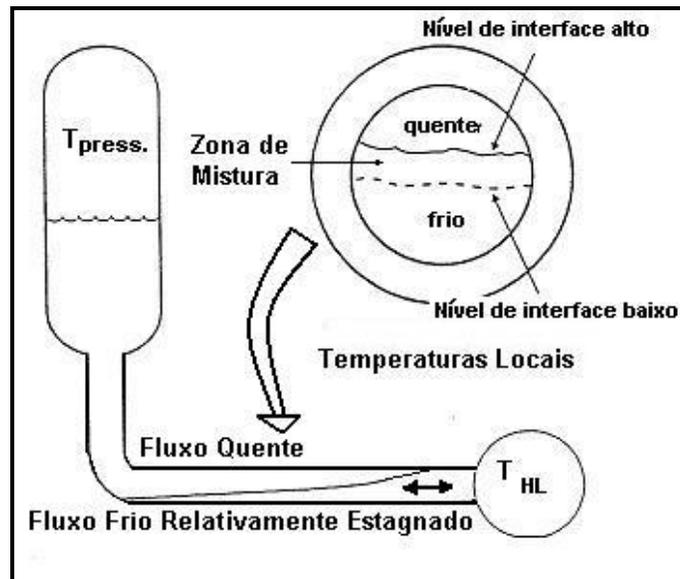


Figura 3.18 - Estratificação térmica que ocorre dentro da linha de Surto do Pressurizador [Ware, 2003].

Nesta última, as mudanças de condições se dão devido à taxa de fluxo, densidade do fluido e dimensões do tubo. É esperada a estratificação se o Número Richardson ( $R_i$ ) está entre 2 e 4, sendo:

$$R_i = (g/\rho) (\Delta\rho d/\mu^2) \quad (3.3)$$

onde “d” é o diâmetro interno do tubo, “g” é a aceleração da gravidade, “ $\Delta\rho$ ” é o valor absoluto da diferença de densidades, “ $\rho$ ” é a densidade do fluido estratificado e “ $\mu$ ” é a velocidade do fluido na parte estratificada do tubo [EPRI Technical Report, 2003].

Gradientes de temperatura através da parede produzem tensões locais e o movimento destes níveis de estratificação comumente produzem tensões cíclicas que se dão na faixa de 0,1 a 1,0 Hz. Em suma, estratificação térmica ocorre quando fluidos quentes e frios interagem em baixa velocidade. Condições de fluidos estratificados podem produzir simultaneamente tensões globais ou locais fazendo com que a estratificação térmica esteja estreitamente ligada a Fadiga Térmica. Em muitos casos, vazamentos intermitentes em válvulas de tubulações e selos podem produzir a estratificação térmica.

O coeficiente de expansão térmica a 300°C do AISI 316 L é de  $17 \times 10^{-4} \text{ } \%/^{\circ}\text{C}$  o que significa que uma variação de 100°C resulta em 0,17% de deformação, e C. Janson relata que uma variação de 50°C já é suficiente para se considerar a Fadiga Térmica severa [Janson apud Ware, 2003].

Os componentes de usinas termoelétricas são especialmente carregados por transientes de temperatura e pressão interna, sendo dois tipos de carregamentos mais comuns:

- fluxo de onda por choque térmico;
- fluxo estratificado por turbulência (Figura 3.19).

Devido à influência da temperatura, o uso em projetos das Curvas de Fadiga ASME é admissível se a temperatura máxima for abaixo da faixa de fluência. Para usar as curvas de projeto à fadiga, é necessário ajustar a tensão admissível se o

Módulo de Elasticidade a temperatura de operação for diferente daquele usado para desenhar as curvas.

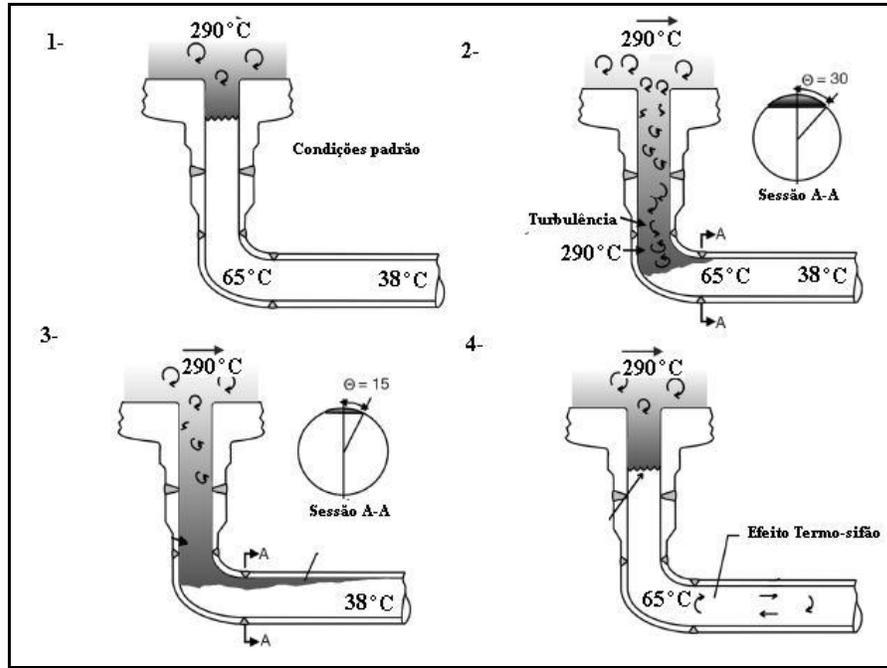


Figura 3.19 – Estratificação térmica causada por turbulência do fluxo do refrigerante [Ware, 2003].

### 3.8 Máquinas e corpos-de-prova para ensaios de Fadiga Térmica

A Fadiga Térmica, como outras formas de fadiga, ocorre em muitos equipamentos com geometria diversa, em uma ampla faixa de condições térmicas e condições de esforços internos, externos, restrições, etc, além de materiais variados. Portanto, o estudo da Fadiga Térmica se tornou extremamente variado no que se diz respeito ao tipo de corpo-de-prova e ao tipo de máquina usada. Na maioria das vezes, as máquinas são construídas destinadas a reproduzir em laboratório uma condição específica encontrada em campo. Berling e Slot [1969] projetaram um corpo-de-prova com topos que são presos em cabeçotes na máquina hidráulica que aplicam esforços de tração e compressão no corpo-de-prova (Figura 3.20). O aquecimento do corpo-de-prova é realizado utilizando-se de bobina indutora. Um computador de trabalho permite controlar a deformação

radial, a diametral e a tensão no corpo-de-prova. Um invólucro de acrílico permite que o ensaio ocorra em atmosfera de gás inerte (Figura 3.21).

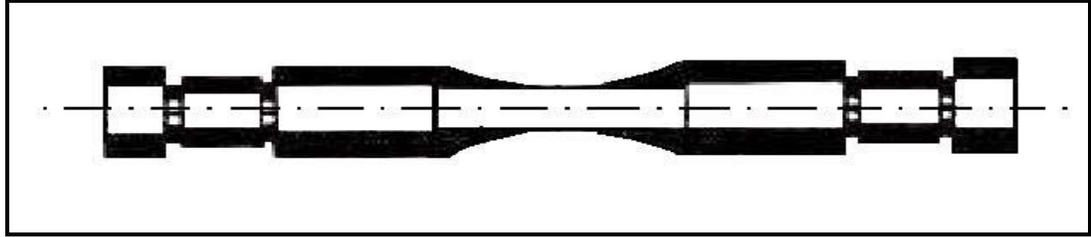


Figura 3.20 – Corpo-de-prova desenvolvido com topos para acoplamento em máquina de ensaio termo mecânica [Berling e Slot, 1969].

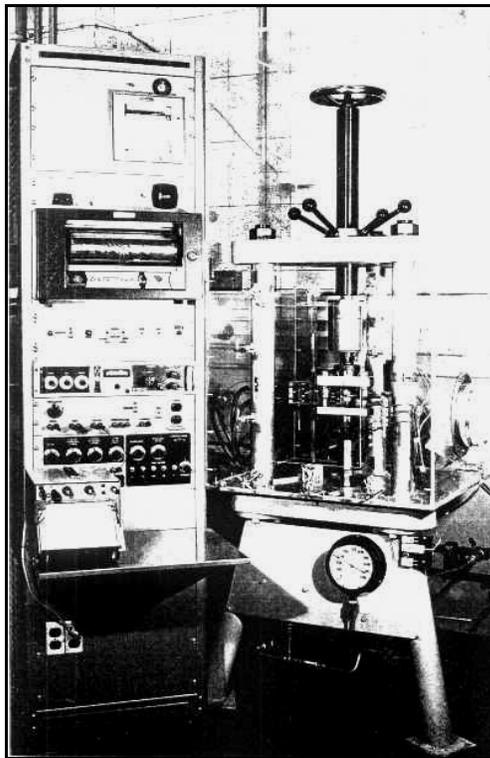


Figura 3.21 – Máquina de ensaio de Fadiga Térmica termomecânica desenvolvida por Berling e Slot [1969].

Puglia et al [1977] fizeram experimentos com corpos-de-prova soldados (Figura 3.22) nos ensaios de Fadiga Térmica. O corpo-de-prova tubular unido por soldagem no centro e nas extremidades a dois flanges para ancoragem na

máquina de ensaio (Figura 3.23) o que tornou a seção de ensaio muito similar a elementos estruturais. Os esforços de tração e compressão foram produzidos por dispositivo hidráulico e o aquecimento foi feito por forno irradiante.

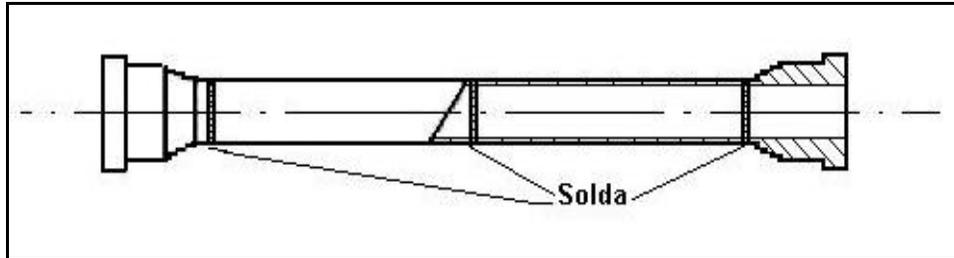


Figura 3.22 – Corpo-de-prova tubular de Fadiga Termomecânica desenvolvida por Puglia et a [1977].

Alguns anos anteriormente, uma máquina de ensaio de Fadiga Termomecânica construída por Carden [1969] usava transdutores de distância para monitorar a expansão diametral e longitudinal causada pelas tensões de tração e compressão que atuavam no corpo-de-prova. É mostrado na Figura 3.24 detalhe dos transdutores e do corpo-de-prova durante o ensaio. O resfriamento acontecia utilizando-se líquido refrigerante que percorria o interior oco do corpo-de-prova.

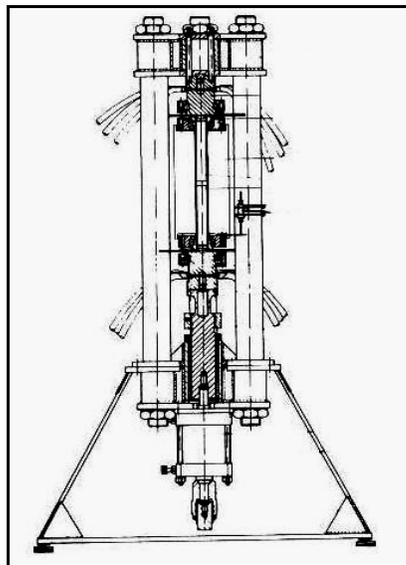


Figura 3.23 – Máquina de ensaio de Fadiga Termomecânica desenvolvida por Puglia et al [1977].

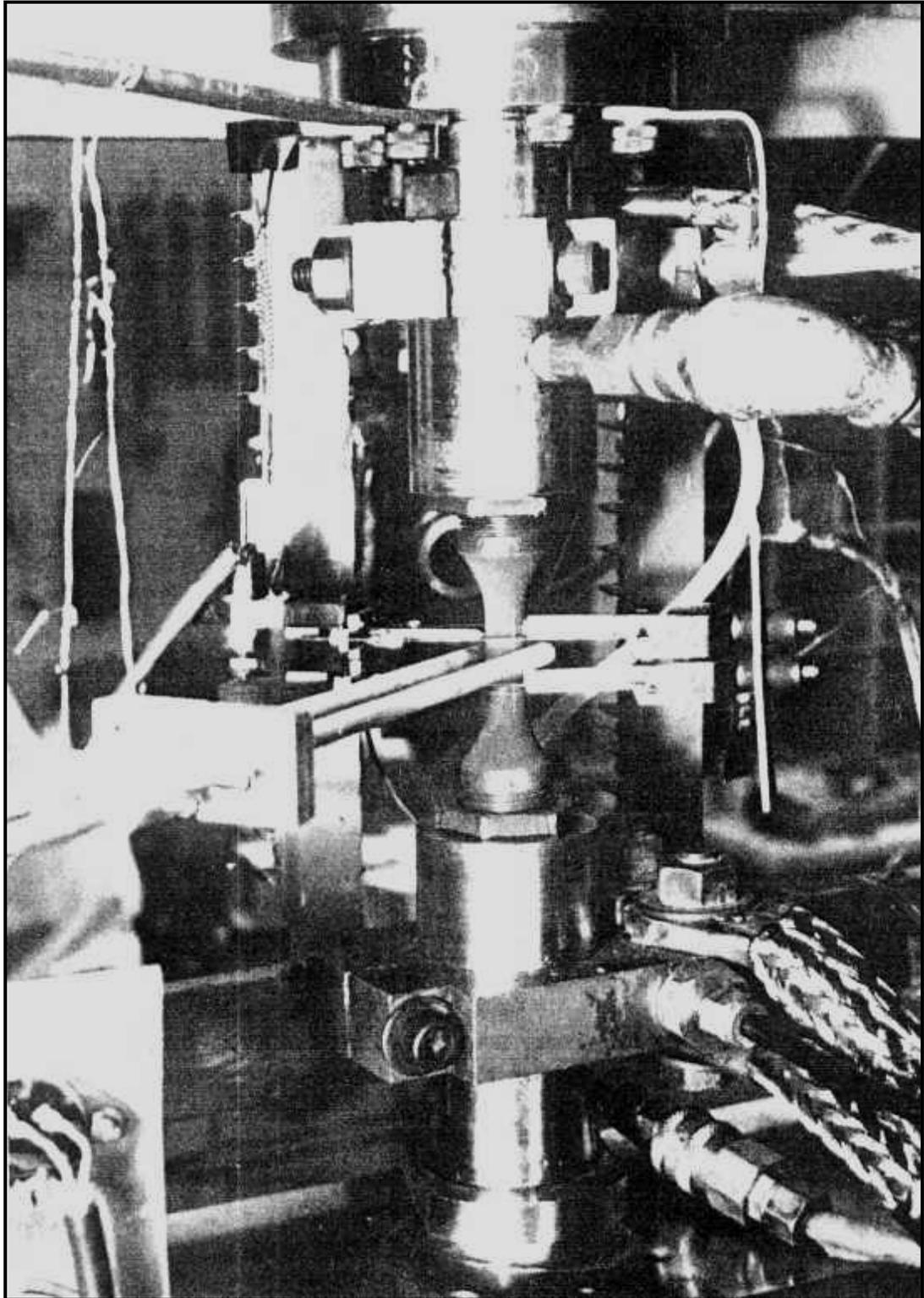


Figura 3.24 – Máquina de ensaio de Fadiga Termomecânica desenvolvida por Carden [1969].

Desenho de corpo-de-prova semelhante foi usado por Petersen e Rubiolo [1991] no qual o resfriamento do corpo-de-prova se dá através do centro oco por líquido refrigerante (Figura 3.25) e o aquecimento acontece por efeito Joule. O corpo-de-prova é submetido à Fadiga Termomecânica Em-Fase e Fora-de-Fase.

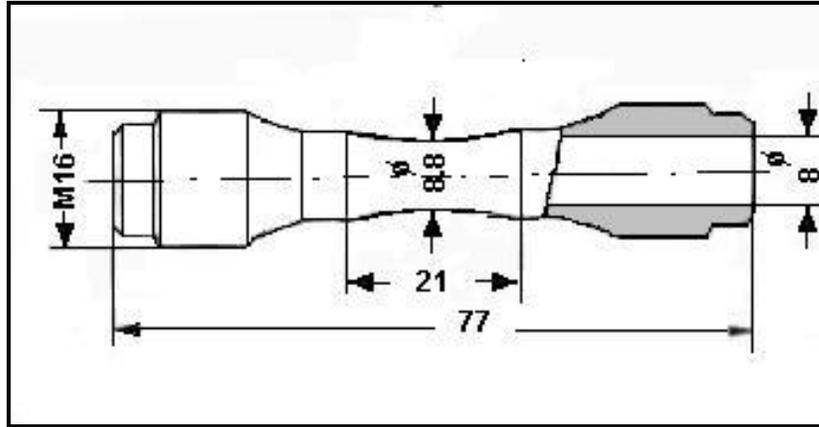


Figura 3.25 – Corpo-de-prova de Fadiga Termomecânica desenvolvida por Petersen e Rubiolo [1991] - (dimensões em mm).

Um outro tipo de corpo-de-prova foi desenvolvido por Shimakawa et al [1992] para a analisar o crescimento de trinca sob condições de estratificação térmica. Um spray de líquido refrigerante é borrifado sobre a área de ensaio permanentemente aquecida por efeito Joule. O resfriamento é monitorado por um termopar abaixo da superfície de ensaio e os ciclos se dão através da abertura e fechamento da válvula solenóide que controla o spray (Figura 3.26).

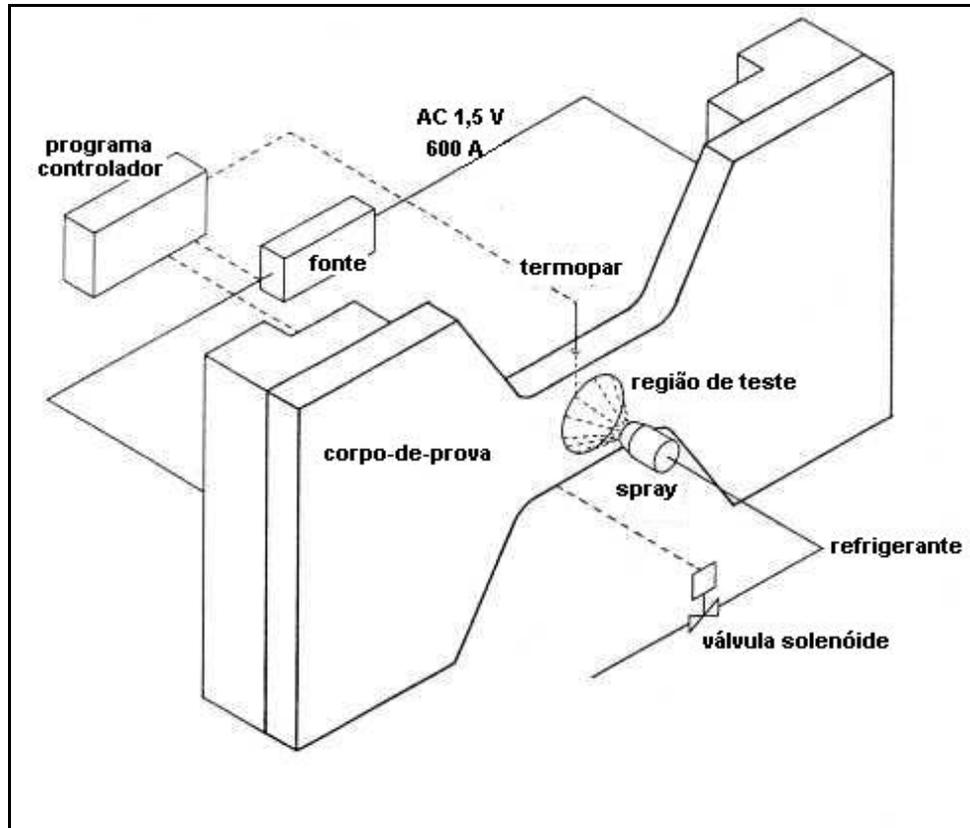


Figura 3.26 – Esquema de ensaio do corpo-de-prova desenvolvido por Shimakawa et al [1992] para verificação do crescimento de trincas por Fadiga Térmica.

Jiming et al [1993] experimentaram aços como o AISI 316, 304, Manet I, 1Cr18Ni19Ti entre outros, com uma máquina de ensaios de Fadiga Térmica (Figura 3.27) na qual o corpo-de-prova fica fechado dentro de uma câmara com vácuo. O aquecimento é realizado por efeito Joule e a refrigeração por líquido refrigerante que percorre o interior do corpo-de-prova. As agarras do corpo-de-prova são ligadas a dispositivos hidráulicos que permitem a aplicação de cargas mecânicas de tração e compressão sobre o corpo-de-prova.

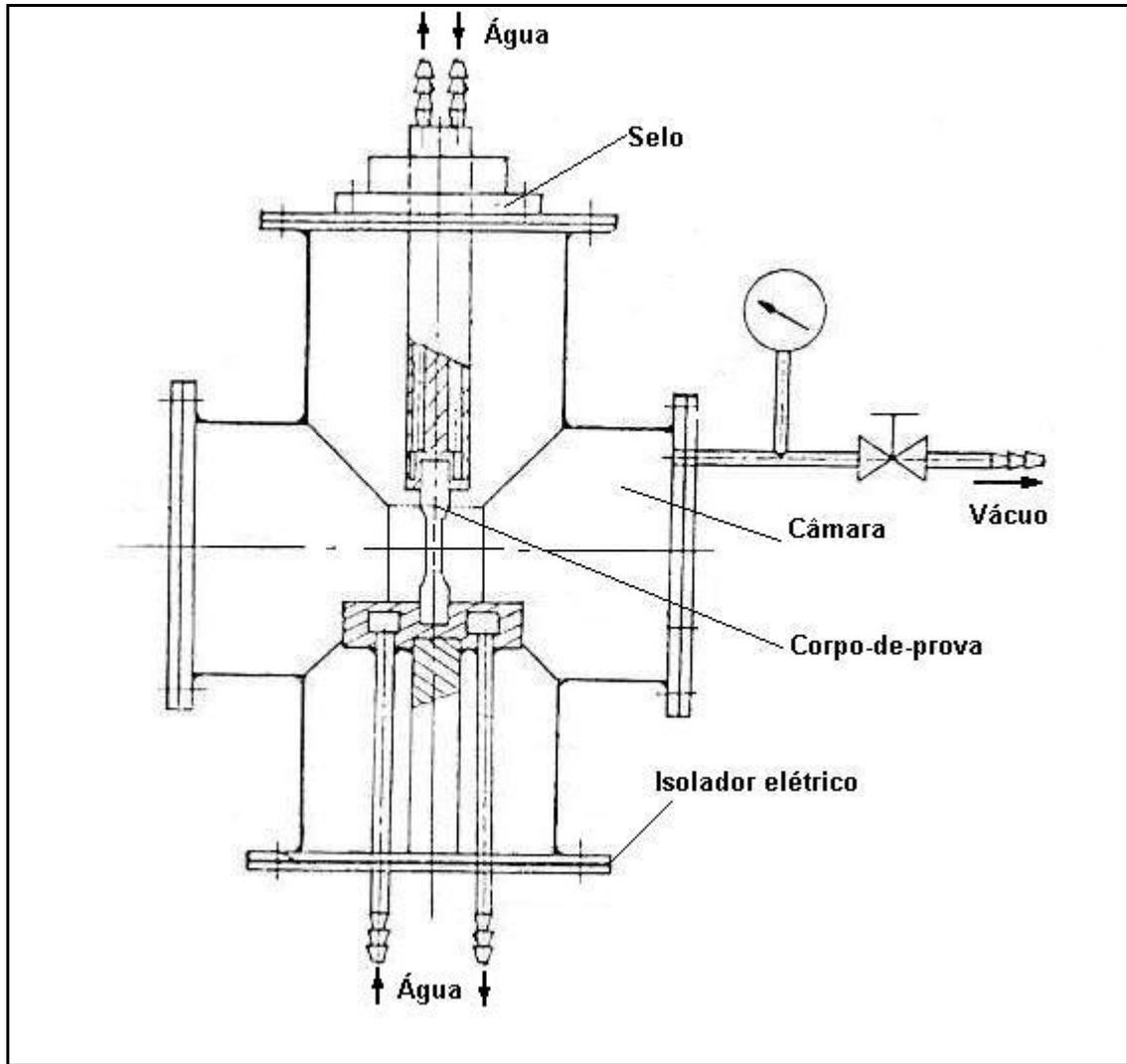


Figura 3.27 – Câmara de ensaio do corpo-de-prova desenvolvido por Jiming et al [1993].

Li et al [1996] estudaram aços para trabalho a quente como o H21 (3Cr2W8V) e o H13 (4Cr5MoSiV1) utilizando-se de corpos-de-prova retangulares com dimensões 20 X 25 X 8 mm e um entalhe concentrador de tensões (Figura 3.28). Os corpos-de-prova foram aquecidos em um forno mantido a 850 °C e após a temperatura se equalizar, estes eram mergulhados em água a temperatura de 25°C. A temperatura mínima do ciclo era obtida conforme o tempo de imersão do corpo-de-prova. O resultado do crescimento de trinca pode ser visto na Figura 3.29.

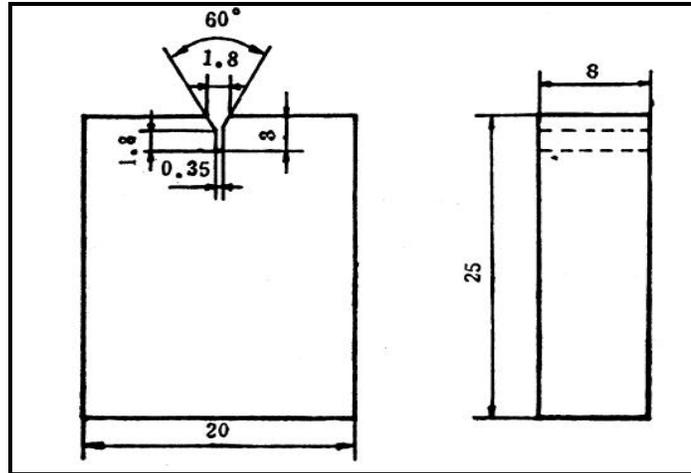


Figura 3.28 –Corpo-de-prova desenvolvido por Li et al [1996].

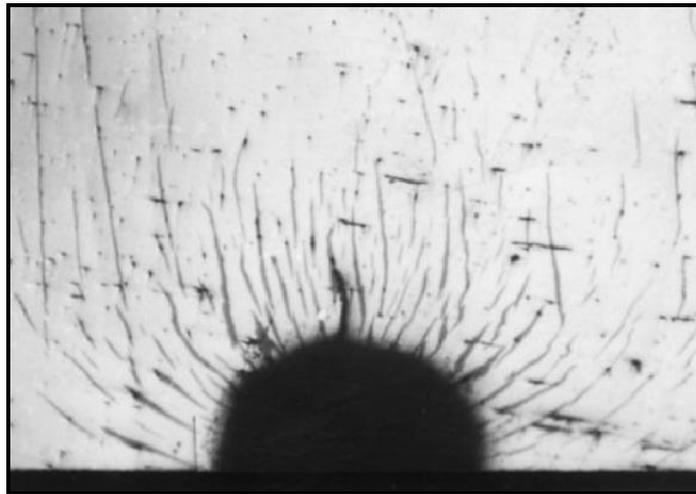


Figura 3.29 –Detalhe do crescimento de trincas por causa da Fadiga Térmica no corpo-de-prova desenvolvido por Li et al [1996].

Hayashi et al [1998] desenvolveu uma máquina de ensaios de Fadiga Térmica para verificar a resistência de aços a altas temperaturas em água pura. A máquina (Figura 3.30) consiste em um circuito de água pressurizada a alta e baixa temperatura e a alternância das temperaturas é feita por válvulas que abrem e fecham na autoclave (Figura 3.31) em volta do corpo-de-prova. Outro circuito hidráulico fixa rigidamente o corpo-de-prova (Figura 3.32) permitindo que este sofra as tensões causadas pela flutuação da temperatura.

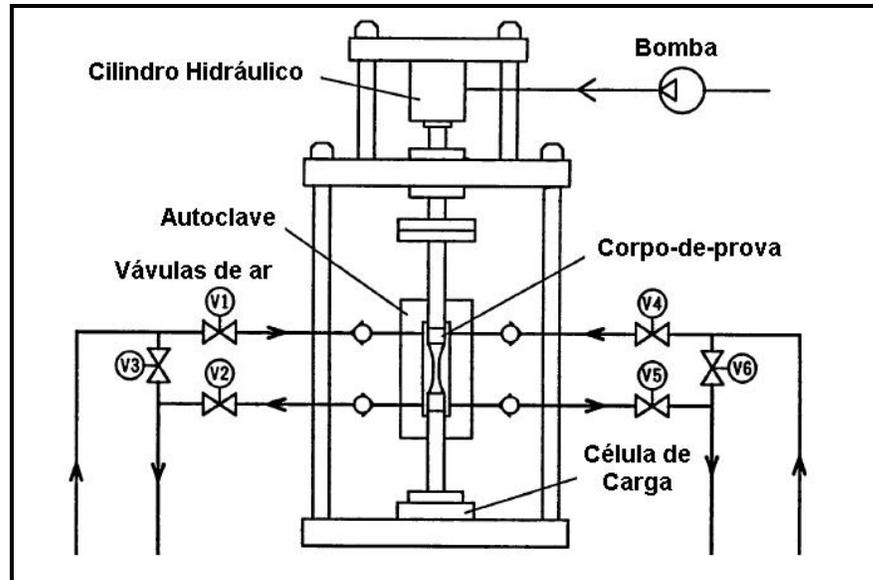


Figura 3.30 –Esquema da máquina de Fadiga Térmica desenvolvida por Hayashi et al [1998].

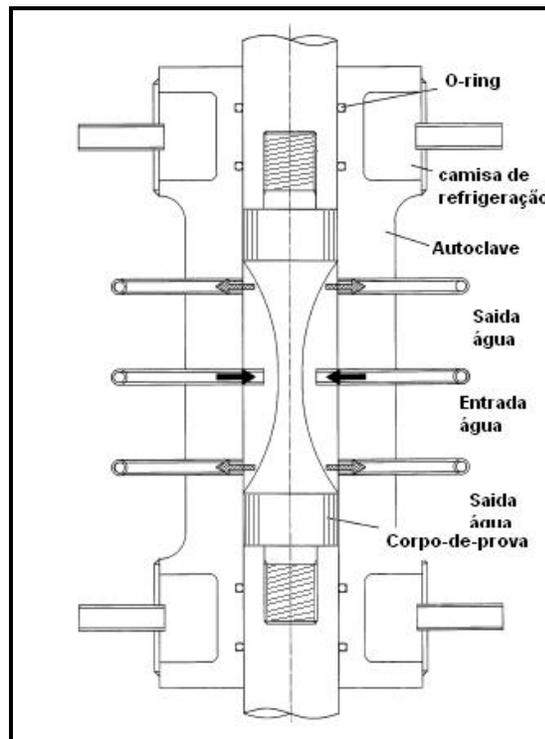


Figura 3.31 –Autoclave da máquina de Fadiga Térmica desenvolvida por Hayashi et al [1998].

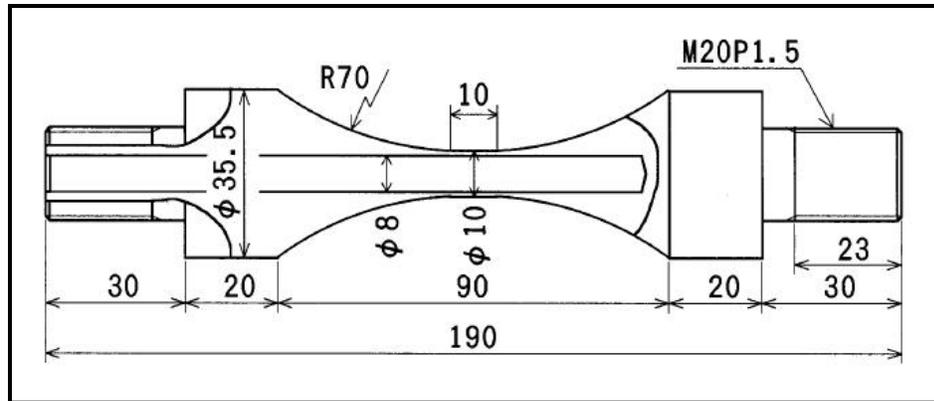


Figura 3.32 –Corpo-de-prova desenvolvido por Hayashi et al [1998].

Avanços recentes e estudos sobre Fadiga Térmica do CEA – Commissariat à l’Energie Atomique – Saclay / França – por Fissolo et al [2002] foram alcançados com o objetivo de estudar o comportamento à Fadiga Térmica em aços como o AISI 316 L contando com dois tipos de ensaios, SPLASH e CYTHIA. Nos ensaios CYTHIA foi usado ultra-som para medir o tamanho das trincas. Os dados da nucleação das trincas foram analisados usando o código RCC-MR, em seguida foram comparados com as curvas de Fadiga Isotérmica controlada por deformação [Fissolo et al, 2002].

A montagem do ensaio SPLASH (Figura 3.33) serve para determinar o número de ciclos capaz de produzir uma trinca de comprimento entre 50 e 150  $\mu\text{m}$  em uma superfície. Este ensaio foi realizado em diversas temperaturas entre 250°C mínima e 550°C máxima e foi observado que o número de ciclos para nucleação diminuiu com o aumento do gradiente de temperatura, quando o tempo de permanência no patamar elevado não era significativo. A rugosidade foi controlada ( $R_a \cong 0,8$ ) para evitar a nucleação prematura de trincas. As tensões mecânicas são induzidas pelas dilatações impedidas entre partes quentes e frias. O aquecimento do corpo-de-prova resulta de Efeito Joule com A.C. 50 Hz e 1000/2000 A e a refrigeração e feita usando spray de água.

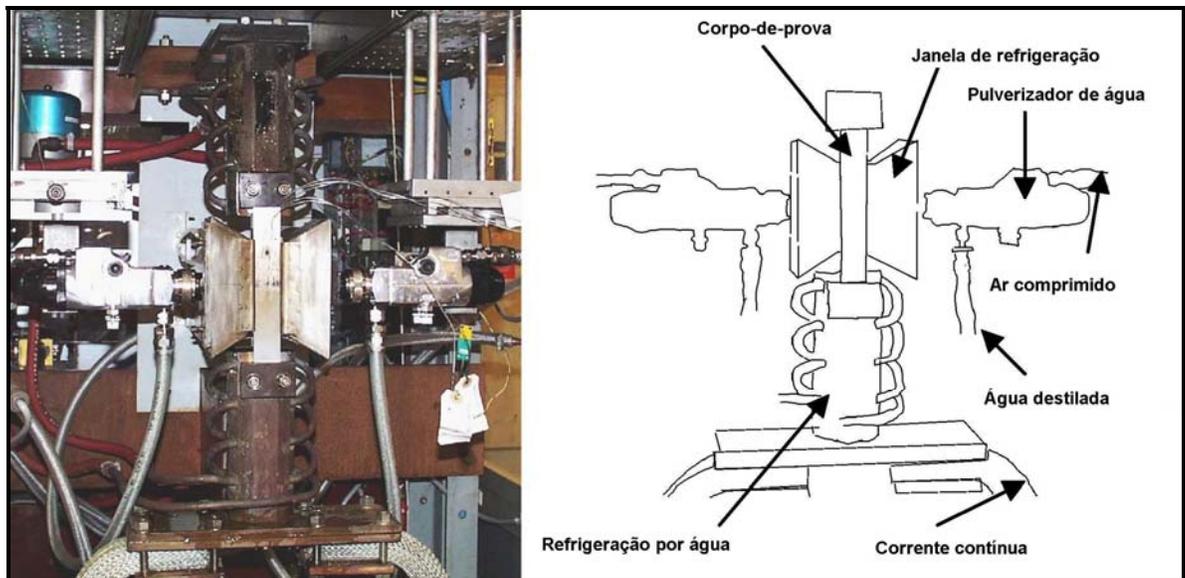


Figura 3.33 - Montagem da máquina SPLASH [Fissolo et al, 2002].

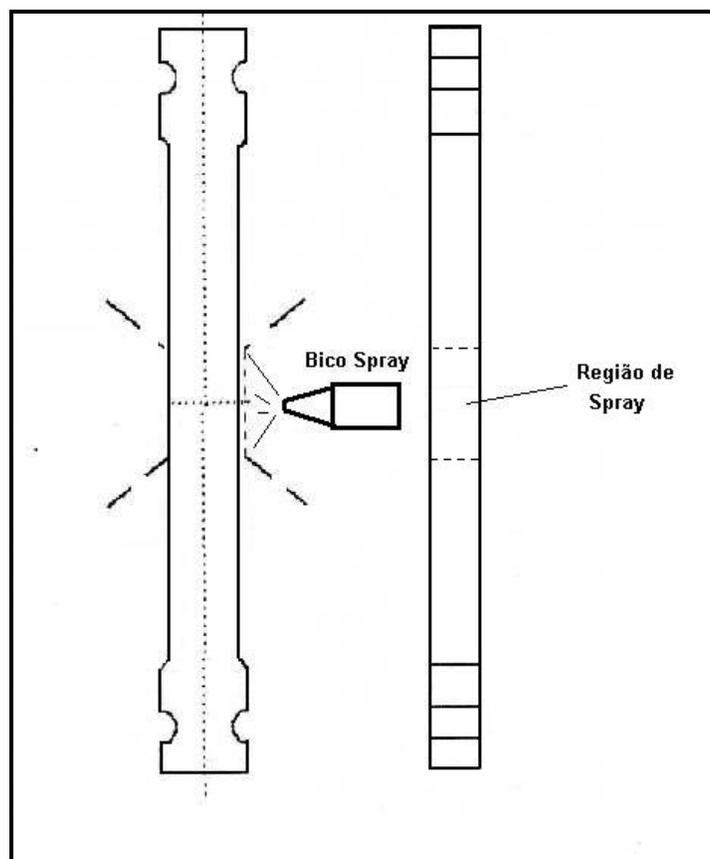


Figura 3.34 - Corpo-de-Prova do ensaio SPLASH [Fissolo et al, 2002]

A freqüência típica deste ensaio é aproximadamente 0,25 Hz. Temperatura mínima de ensaio sobre a área borrifada pode ser obtida depois de um resfriamento de menos de 0,25 segundo (Figura 3.35), com uma taxa de redução de temperatura correspondente à cerca de 1000°C por segundo. Uma alta variação de temperatura é produzida na superfície e através dos primeiros milímetros, porém a temperatura não muda significativamente no interior do corpo-de-prova. Controlando o aquecimento por meio de termopares posicionados no centro do corpo-de-prova, o ensaio é executado. É usada água destilada no spray para evitar possíveis efeitos de substância química e foram executados controles periódicos da qualidade de água [Fissolo et al, 2002].

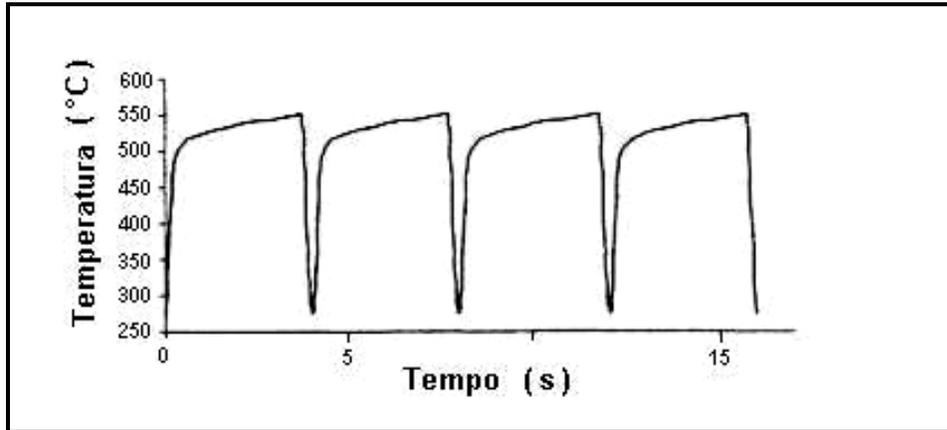


Figura 3.35 – Perfil da temperatura da superfície do corpo-de-prova durante a variação cíclica térmica do ensaio SPLASH [Fissolo et al, 2002].

Temperaturas de ensaio foram medidas usando termopares de chromel—alumel que foram colocados no corpo-de-prova em finos furos e soldados com cromo níquel eutético que admite até 900°C. Isto proporciona uma melhor transferência de calor e uma medida segura da temperatura no corpo-de-prova. Condições experimentais são determinadas antes do ensaio (intensidade de corrente, condições do ciclo, fluxo de água e ajuste do bico pulverizador) usando corpos-de-prova para a calibração da variação cíclica com termopares instalados na área sujeita a choque térmico. Já os corpos-de-prova de ensaio possuem um termopar

de controle e dois termopares de medida instalados longe da superfície para evitar uma iniciação prematura da trinca nesta área.

Os corpos-de-prova são removidos do ensaio periodicamente para calcular com precisão quantos ciclos foram necessários para iniciação da trinca sob um determinado carregamento térmico. As zonas borrifadas são observadas usando microscópio óptico. O tamanho de trinca ideal seria o tamanho de grão comum, ou seja, a distancia entre duas barreiras principais a propagação, mas a trinca sempre cresce um pouco mais antes de sua determinação. O dispositivo SPLASH pode ser usado para estudar desenvolvimento de redes de trinca sob Fadiga Térmica, como observado em componentes em serviço. Dependendo do material testado, uma grande dificuldade experimental pode surgir por causa da possível oxidação da superfície. Em alguns casos, observações de rede de trinca superficiais requerem um polimento superficial.

Há comprovação da forte influência da gama de temperaturas que desenvolvem rede de trincas, ou seja, para uma variação de temperatura baixa, não há desenvolvimento de rede de trincas até 300.000 ciclos.

A seção transversal pode render informações adicionais (Figura 3.36 e 3.37). São necessárias vistas complementares para uma caracterização completa da rede de trincas.

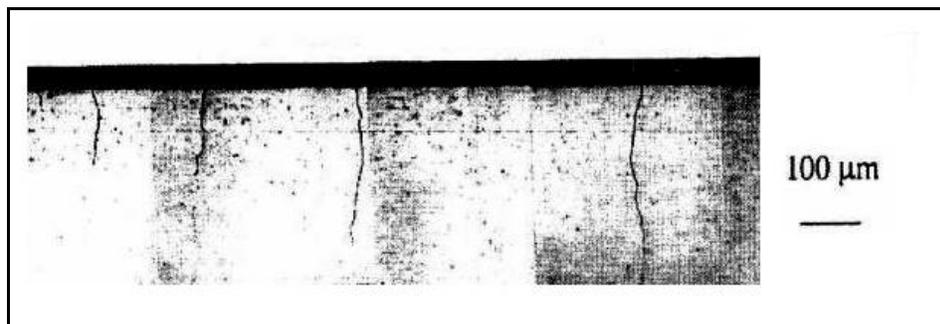


Figura 3.36 - Corte lateral mostrando a profundidade da trinca iniciada na superfície aquecida [Fissolo et al, 2002].

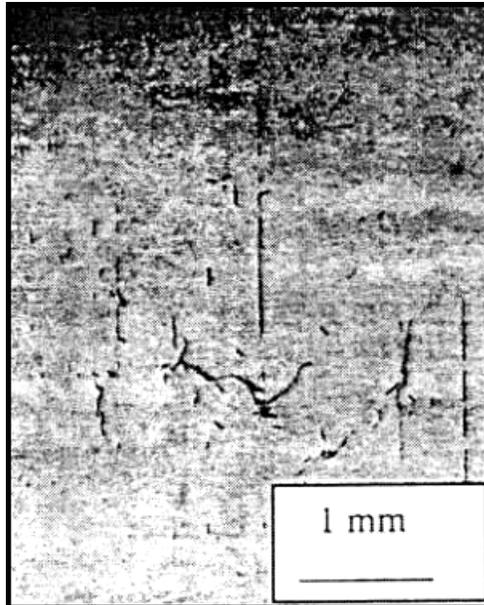


Figura 3.37 - Rede de trincas por Fadiga Térmica desenvolvida durante o ensaio Splash - Aço 316L  $T_{max}=550^{\circ}\text{C}$   $\Delta T$   $215^{\circ}\text{C}$ , 300.000 ciclos [Fissolo et al, 2002].

O ensaio CYTHIA (Figura 3.38) foi desenvolvido com o propósito de avaliar a dinâmica do crescimento de trinca isolada sob Fadiga Térmica, visto que o ensaio SPLASH produz apenas redes de trincas. Os corpos-de-prova usados no ensaio CYTHIA de Fadiga Térmica consistem de tubos de 300 mm de comprimento com diâmetro externo de 30 mm e uma espessura de parede de 10mm (Figura 3.39). Durante o ensaio, a superfície externa do corpo-de-prova está aquecida utilizando-se de indução de alta frequência HF ( $f = 1 \text{ MHz}$ ), ao passo que a superfície interna é esfriada continuamente utilizando-se de fluxo de água. Isto dá origem a um gradiente térmico radial  $\Delta T = (T_{ext} - T_{int})$  entre as duas paredes, obrigando um campo de tensão térmica. A variação cíclica térmica é alcançada variando-se a indução. Os campos de temperatura são monitorados utilizando-se um corpo-de-prova de calibração idêntico ao de ensaio, no qual 12 termopares estão fixados em diferentes posições radiais e angulares. O ensaio procede depois da retirada do corpo-de-prova de calibração e da instalação do de ensaio. Um termopar controlador é fixado dentro do corpo-de-prova de ensaio na parede

externa para assegurar que as condições de ensaio permaneçam idênticas às condições de calibração ao longo do ensaio.

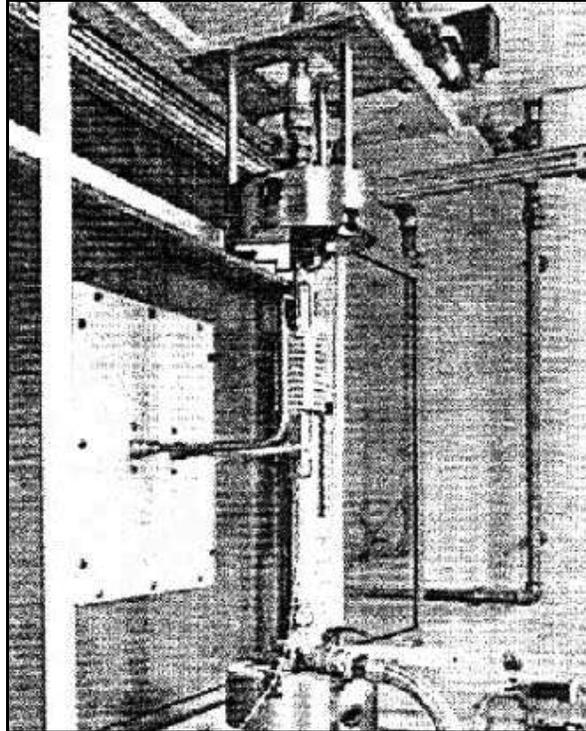


Figura 3.38 - Montagem do Ensaio CYTHIA [Fissolo et al, 2002].

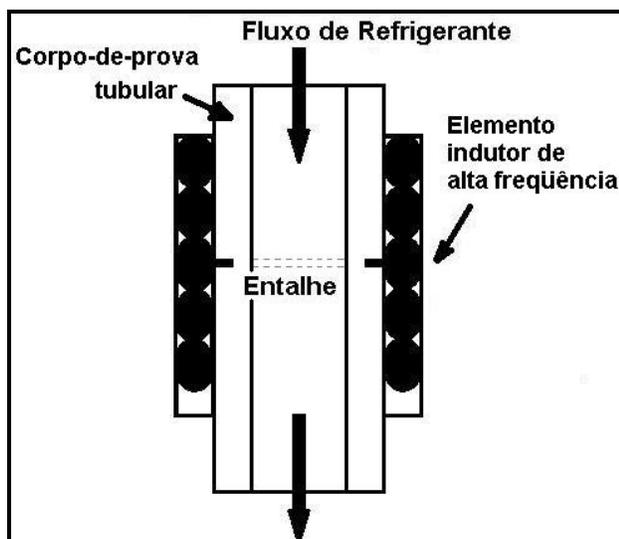


Figura 3.39 - Corpo-de-prova e princípio do Ensaio CYTHIA [Fissolo et al, 2002].

Antes do ensaio, uma ranhura circular de 1 mm de profundidade é feita no centro do corpo-de-prova. Durante o ensaio, só uma trinca bem definida é iniciada no fundo da ranhura e se propaga por causa dos choques térmicos aplicados repetitivamente. A propagação da trinca é avaliada durante o ensaio utilizando-se medições não-destrutivas por ultra-som. O crescimento total da trinca também pode ser analisado após o ensaio, entretanto a superfície de ruptura final por Fadiga Térmica estará oxidada após o ensaio. O corpo-de-prova será depois quebrado sob Fadiga Mecânica à temperatura ambiente.

### 3.9 As Curvas S-N (Tensão versus Número de Ciclos até a Falha)

O Método da Fadiga controlada pela tensão foi introduzido por Wöhler (1860) e é usado como padrão há quase 100 anos para quantificar a fadiga metálica. No entanto, este método ainda é utilizado em aplicações nas quais a tensão aplicada está dentro do intervalo elástico do material e a vida resultante é longa, ou seja, são necessários muitos ciclos para o material se romper [Bannantine et al, 1990], [Suresh, 1998].

Tal como com as outras características mecânicas, as propriedades de fadiga de materiais podem ser determinadas com base em ensaios de laboratório. Tomando-se uma tensão cíclica simples, senoidal e tensão média nula (Figura 3.40), pode-se definir a seguinte relação:

$$\sigma_a = \text{tensão alternada} = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2} \quad (3.4)$$

onde:

$\sigma_{\max}$  = tensão máxima no ciclo

$\sigma_{\min}$  = tensão mínima no ciclo

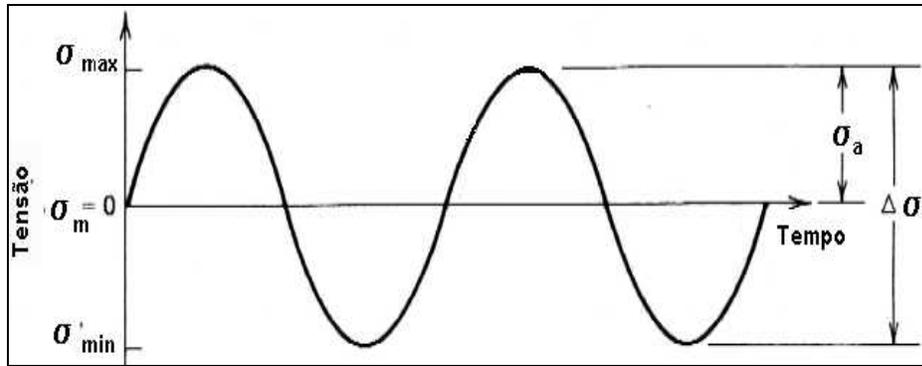


Figura 3.40 - Tensão cíclica simples, senoidal e tensão média nula

[Bannantine et al, 1990].

Wöhler em 1860 [Bannantine et al, 1990] desenvolveu um método para a obtenção de curvas de fadiga, ou curvas S-N, com base em uma série de ensaios nos quais os corpos-de-prova são submetidos a carregamentos cíclicos com tensão máxima relativamente alta, usualmente da ordem de 2/3 do limite de resistência à tração, nos quais o número de ciclos até a falha é encontrado. Este procedimento é repetido com outros corpos-de-prova com tensões progressivamente decrescentes. Os dados são registrados em um gráfico na forma de tensão “S” versus o logaritmo do número de ciclos “N” até a falha para cada um dos corpos-de-prova.

Observa-se dois tipos distintos de comportamento S-N, que estão representados esquematicamente na Figura 3.41. Conforme indicado neste gráfico, quanto maior a intensidade da tensão ( $\sigma_a$ ), tanto menor será o número de ciclos que o material será capaz de suportar antes da fratura. Para algumas ligas ferrosas e ligas de titânio, a curva S-N torna-se horizontal a partir de um determinado valor de “S”, isto é, existe um nível de tensão limite chamado Limite de Resistência à Fadiga, abaixo do qual a falha por fadiga não ocorrerá. Este Limite de Resistência à Fadiga representa o valor de tensão cíclica mais alto que não causará falha para um número infinito de ciclos [Bannantine et al, 1990].

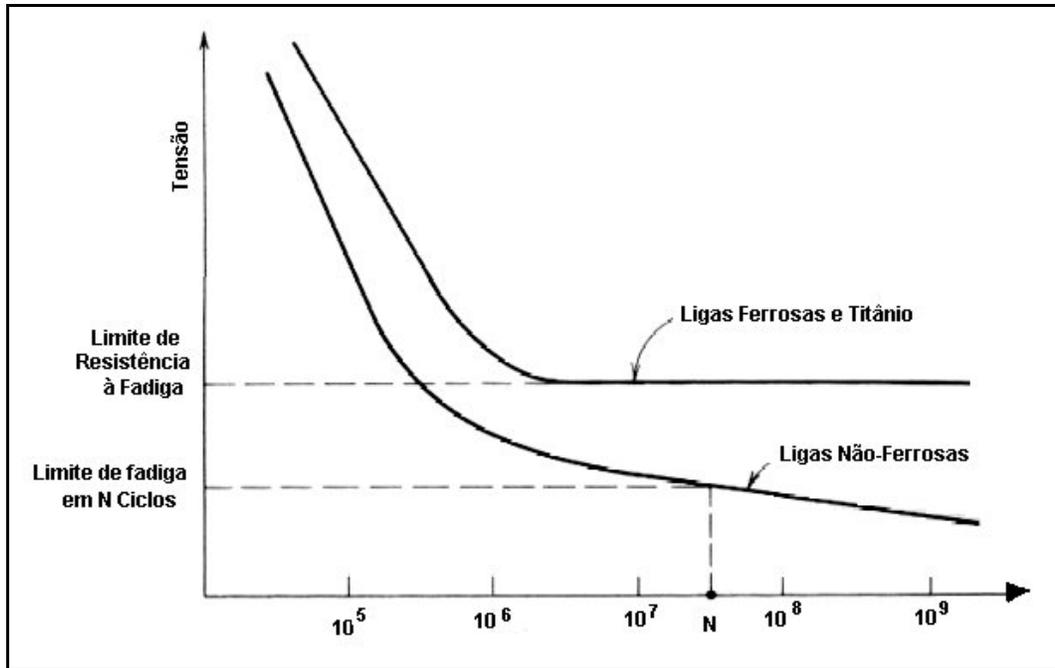
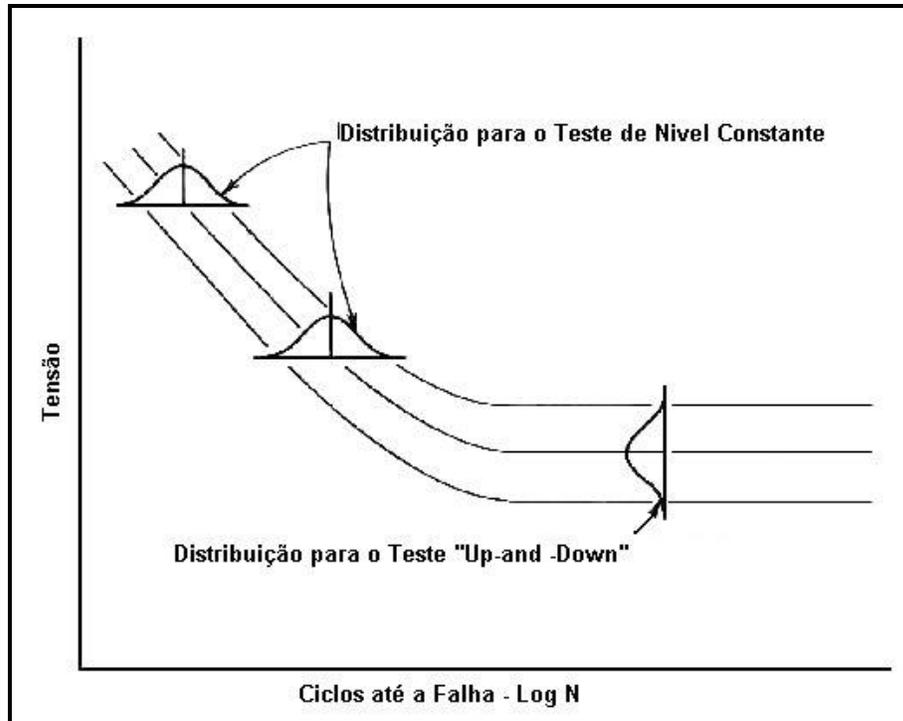


Figura 3.41 - Curvas S-N para dois tipos distintos de materiais [Collins, 1993].

Algumas ligas não-ferrosas como o alumínio, cobre, magnésio não têm um Limite de Resistência à Fadiga definido, uma vez que a curva S-N continua a sua tendência para baixo para valores crescentes de “N”. Assim, a falha por fadiga ocorrerá independente da magnitude da tensão. Para estes materiais, o Limite de Resistência à Fadiga é definido como o nível de tensão na qual a falha ocorrerá em um número adequadamente especificado de ciclos [Bannantine et al, 1990].

Existe sempre uma considerável dispersão nos dados de fadiga, o que pode conduzir a uma incerteza significativa quando a vida em fadiga e/ou Limite de Resistência à Fadiga estiver sendo considerado. A dispersão nos resultados é uma conseqüência da variação de parâmetros que incluem: a fabricação dos corpos-de-prova e preparação das superfícies, variáveis metalúrgicas, alinhamento dos corpos-de-prova no equipamento de ensaio, a tensão média e a rotação do ensaio. Assim, se torna necessária a construção de uma família de curvas S-N com probabilidade de falha como parâmetro. Estas curvas são chamadas curvas de probabilidade constantes ou curvas S-N-P (Figura 3.42) [Bannantine et al, 1990].



Figuras 3.42 - Curvas S-N-P determinadas pelo Método da Tensão Constante e pelo Método do “Up-and-Down” [Collins, 1993], [Mansur et al, 2000].

### 3.10 Métodos para determinação das Curvas S-N-P e do Limite de Resistência à Fadiga

Vários métodos têm o propósito de determinar tanto as curvas S-N-P como também o Limite de Resistência à Fadiga (LRF). A escolha do melhor método depende da quantidade de corpos-de-prova disponíveis, do tempo e do objetivo da análise [Collins, 1993]. Serão descritos os métodos usados neste trabalho:

- o Método da Tensão Constante que envolve ensaios com grupos de aproximadamente 15 corpos-de-prova em cada um dos níveis de tensão previamente escolhidos (estes níveis vão do Limite de Resistência à Fadiga estimado até o Limite de Escoamento do material);
- o Método Up-and-Down para determinar o Limite de Resistência à Fadiga.

Todos os dados obtidos para cada nível de tensão são traçados em um gráfico de distribuição de probabilidades (Figura 3.43) e são determinadas sua média e variância. Neste gráfico também se traça a curva média [Collins, 1993].

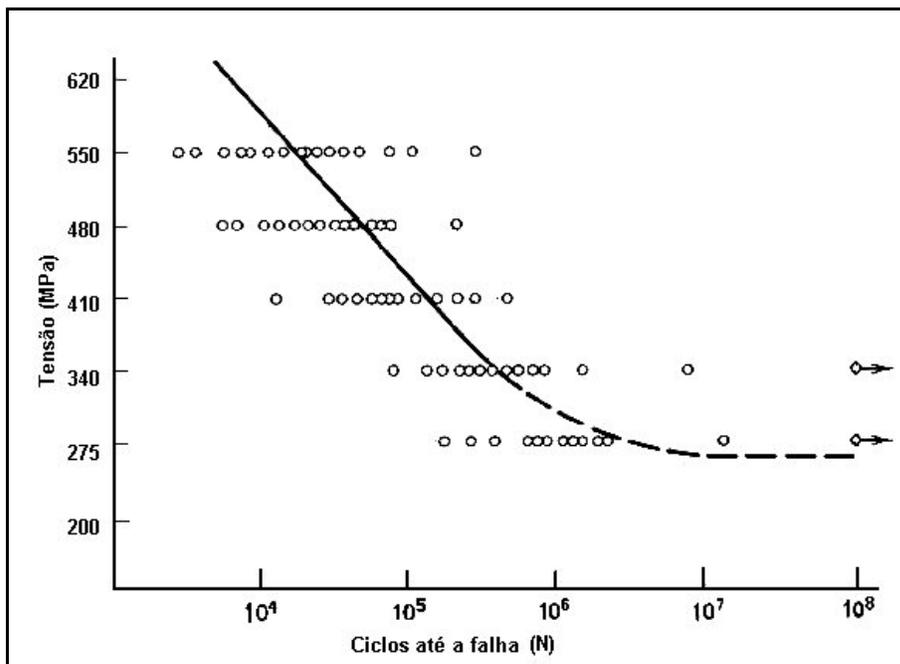


Figura 3.43 - Dados de fadiga para níveis de tensão constante sobre um gráfico S-N com curva média traçada [Collins, 1993].

Juntamente com o Método da Tensão Constante, o Método “Up-and-Down” é um procedimento muito útil para estimar a média e a variância do Limite de Resistência à Fadiga (LRF). Este método será descrito aqui resumidamente, pois este é base para o modelo de regressão (distribuição lognormal) aplicado aos dados experimentais obtidos no levantamento da curva S-N-P. Utilizando os procedimentos do método “Up-and-Down” e os valores encontrados no Método da Tensão Constante, conforme descrito em Mansur [2002], pode-se determinar o Limite de Resistência à Fadiga simulado.

Para a realização dos ensaios “Up-and-Down”, são utilizados em torno de 15 corpos-de-prova. Neste procedimento, o primeiro corpo-de-prova é testado em um nível de tensão acima do Limite de Resistência à Fadiga determinado em ensaios

preliminares. Se este corpo-de-prova vier a falhar antes de atingir a vida útil de interesse, o valor da tensão para o ensaio seguinte com outro corpo-de-prova sofre um decréscimo. Porém, se atingir a vida predeterminada sem falha, o nível de tensão é elevado. O procedimento continua desta maneira, sempre com o corpo-de-prova subsequente sendo ensaiado em um nível de tensão superior ou inferior a seu antecessor, dependendo da ocorrência, ou não, de falha, como é mostrado na Figura 3.44 [Collins, 1993]. A vida útil de interesse é a de que os corpos-de-prova atinjam  $2 \times 10^6$  ciclos antes de falhar (valor estipulado aqui como limite de vida útil de um aço por razões técnicas e econômicas) [Bannantine et al, 1990].

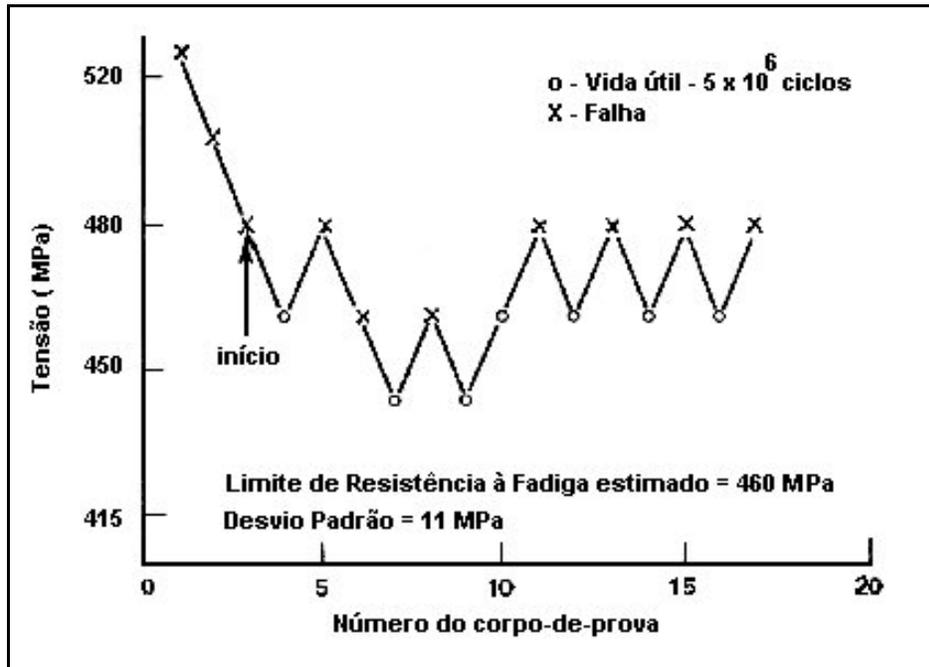


Figura 3.44 – Ensaio de fadiga “Up-and-Down” para o aço 4340 [Collins, 1993].

Os níveis de tensão escolhidos para a simulação foram aqueles que correspondem aos seguintes valores da função de confiabilidade para o modelo base:  $R(T) = 10\%, 50\% \text{ e } 90\%$ . São realizadas várias simulações e utilizados vários corpos-de-prova em cada simulação.

### 3.11 Medida de dano e critério de falha

A idéia fundamental para critérios de falha por energia é dada pela capacidade de absorção da energia ser constante por um mesmo material até sua falha. Baseando-se nisso, pode ser assumido que a energia específica acumulada até a falha em um material durante qualquer processo de carregamento mecânico tem um valor constante para um determinado material [Zuchowski, 2000]. Foram propostos vários critérios baseados em conceitos anteriores, mas a predição de durabilidade em todos eles foi impedida por dificuldades encontradas na quantificação da porção de energia específica usada para danificar o material em um ciclo. Essas dificuldades são contornadas com novos parâmetros de falha conforme proposto por Zuchowski [2000].

Na Figura 3.45, Zuchowski [2000] sugere que o trabalho de deformação “W”, medido durante o ensaio de ruptura por tração a temperatura ambiente, necessário para romper um corpo-de-prova previamente submetido a um processo de carregamento por um tempo específico ou por um número de ciclos (sem fratura), é normalmente menor que o trabalho de deformação “ $W_0$ ” obtido de um corpo-de-prova sem danos.

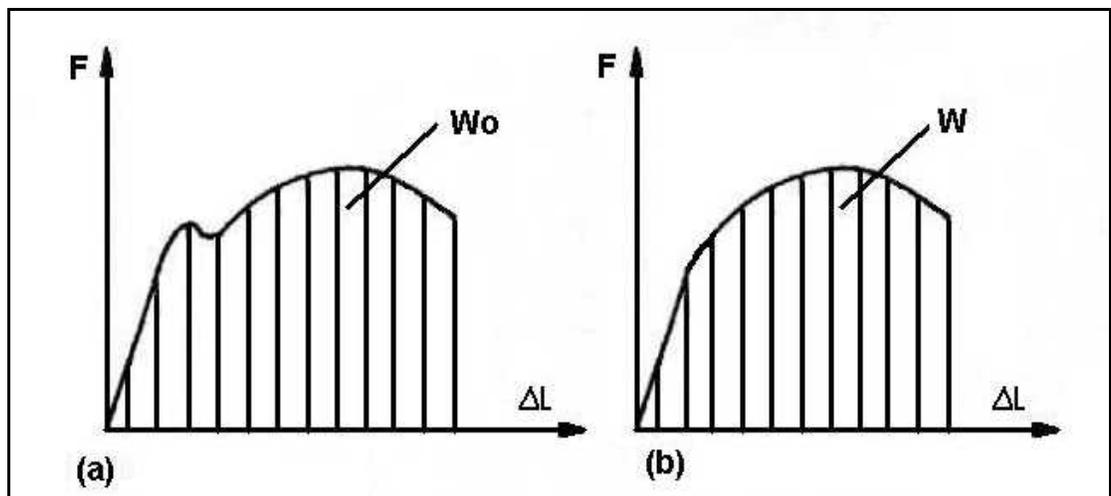


Figura 3.45 – Curvas Tensão-Deformação e o trabalho de deformação para mesma escala: (a) para corpo-de-prova sem danos; (b) para corpo-de-prova que foi previamente submetido a um processo de carregamento [Zuchowski, 2000].

O carregamento prévio por fadiga produziu a diferença ( $W_o - W$ ) entre os valores de trabalho de deformação obtidos para o corpo-de-prova sem danos e o anteriormente danificado. Esta diferença pode se tornar independente do volume do corpo-de-prova quando se introduz o valor de trabalho de deformação específico, ou seja,  $W_{os}$  e  $W_s$ . Assim, a diferença ( $W_{os} - W_s$ ) pode ser aceita como uma medida de dano material. Para tornar a comparação de materiais diferentes possível, é introduzido o valor relativo desta diferença:

$$\frac{W_{os} - W_s}{W_{os}} = D_w \quad (3.5)$$

com o qual é definido o parâmetro de dano “ $D_w$ ”. Se um corpo-de-prova (ou peça estrutural) é quebrado durante um processo de introdução de danos, considera-se então  $W_s=0$  pois não haverá área  $W_s$ , ou seja, o corpo-de-prova não será ensaiado a tração. Neste caso, o critério de falha é obtido da Eq. (3.5):

$$D_w = 1 \quad (3.6)$$

Foi descoberto durante experiências [Zuchowski, 2000] (em ambos estados, uniaxial e plano de tensões) que este critério não depende dos parâmetros de carregamento do processo, como por exemplo, tensão, temperatura, a forma do carregamento, a taxa de tensão ou o mecanismo de falha. Assim, toma-se a equação da forma:

$$D_w = a + b \frac{N}{N_f} \quad (3.7)$$

onde “ $a$ ” e “ $b$ ” são os coeficientes, “ $N$ ” o número de ciclos, e “ $N_f$ ” o valor médio do número de ciclos até a falha. A Equação (3.7) pode ser expressa de forma diferente:

$$D_w = a_1 + b_1 \frac{t}{t_f} \quad (3.8)$$

onde “ $a_1$ ” e “ $b_1$ ” são os coeficientes, “ $t$ ” o tempo, “ $t_f$ ” o tempo médio até a falha. As Equações (3.7) ou (3.8) podem ser consideradas como a regra de evolução de dano.

O método apresentado acima foi usado para avaliar a extensão de dano em tubos de caldeira fraturados. Foi determinado por Zuchowski [2000], que o material dos tubos usados tinha sido danificado ao redor dos joelhos em uma grande extensão e conseqüentemente para um valor de parâmetro de dano “ $Dw$ ” alto (Figura 3.46). Também foi determinado que existe uma coincidência entre a forma da fratura intergranular e o valor de parâmetro de dano “ $Dw$ ” durante ensaios de tensão executados em corpos-de-prova feitos do material dos tubos.

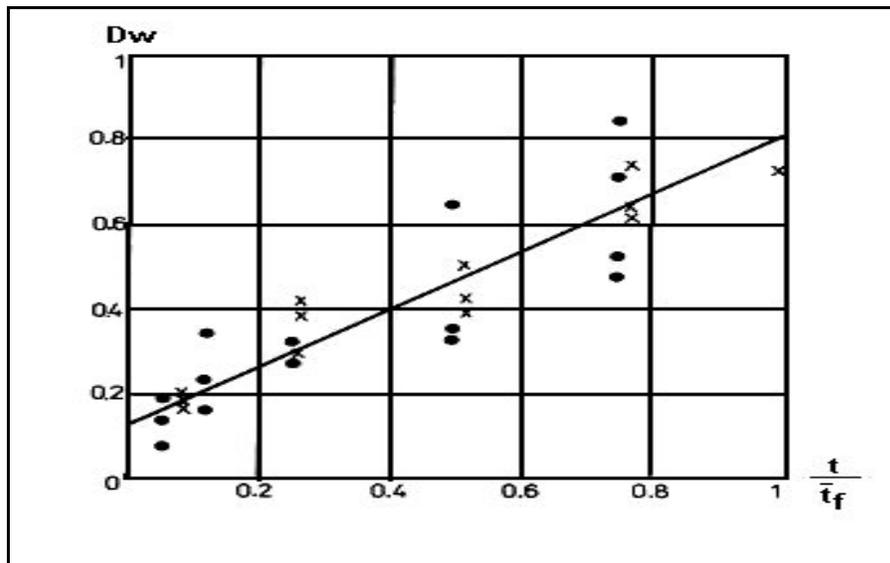


Figura 3.46 - Dependência do parâmetro de dano “ $Dw$ ” sobre o período normalizado  $t/t_f$  para: (•) variação cíclica térmica (500°C a 900°C); (x) fluência isotérmica (840°C) [Zuchowski, 2000].

### 3.12 Endurecimento cíclico, encruamento, envelhecimento

No estudo do comportamento cíclico da tensão-deformação, curvas cíclicas de tensão-deformação são usadas para analisar a durabilidade de componentes e estruturas sujeitas a carregamentos cíclicos. A resposta de um material sujeito a

um carregamento plástico cíclico ocorre na forma de um “loop” de histerese, como mostrado na Figura 3.47 [Bannantine et al, 1990].

A largura total do “loop” é “ $\Delta\epsilon$ ” (variação total da deformação) e a altura total do “loop” é “ $\Delta\sigma$ ” (variação total de tensão). A deformação total é a soma das variações das deformações elásticas e plásticas, ou seja:

$$\Delta\epsilon = \Delta\epsilon_e + \Delta\epsilon_p \quad (3.9)$$

Usando a Lei de Hooke para o termo elástico tem-se:

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \frac{\Delta\epsilon_p}{2} \quad (3.10)$$

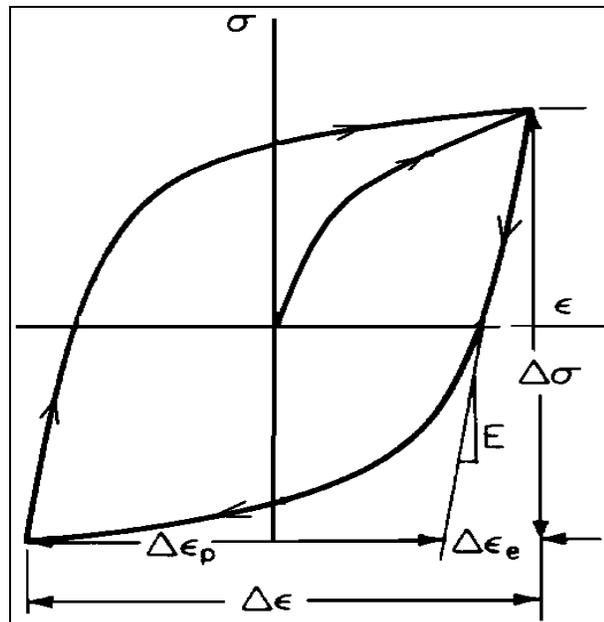


Figura 3.47 – “Loop” de Histerese [Bannantine et al, 1990].

Nota-se que abaixo do carregamento de compressão, as deformações plásticas são desenvolvidas antes que a tensão de escoamento seja alcançada.

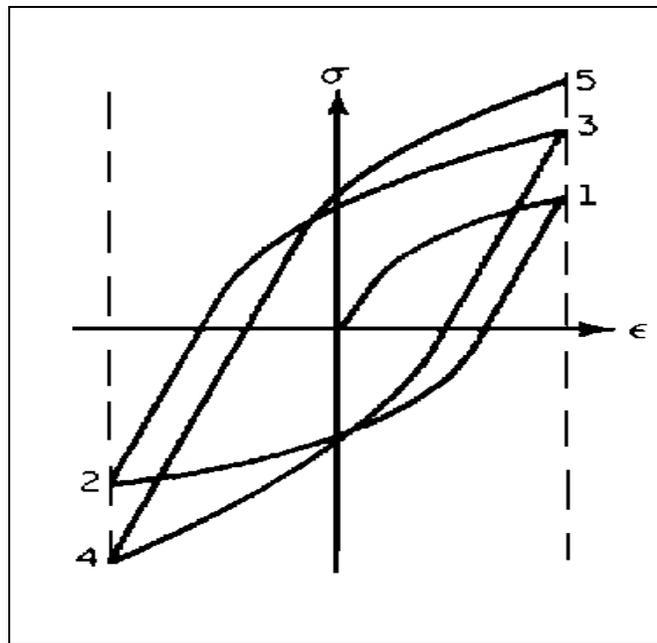


Figura 3.48 – Endurecimento Cíclico [Bannantine et al, 1990].

Ao sofrer carregamentos cíclicos um metal pode:

- endurecer ciclicamente;
- amolecer ciclicamente;
- ser ciclicamente estável; ou ainda;
- ter um comportamento misto (dependendo da variação da deformação).

É mostrado na Fig. 3.48 um “loop” de histerese para os dois primeiros ciclos do endurecimento cíclico, no qual a tensão máxima obtida aumenta a cada ciclo de deformação. Na situação contrária, quando a tensão máxima decresce a cada ciclo de deformação, ocorre o amolecimento cíclico, mostrado na Fig. 3.49.

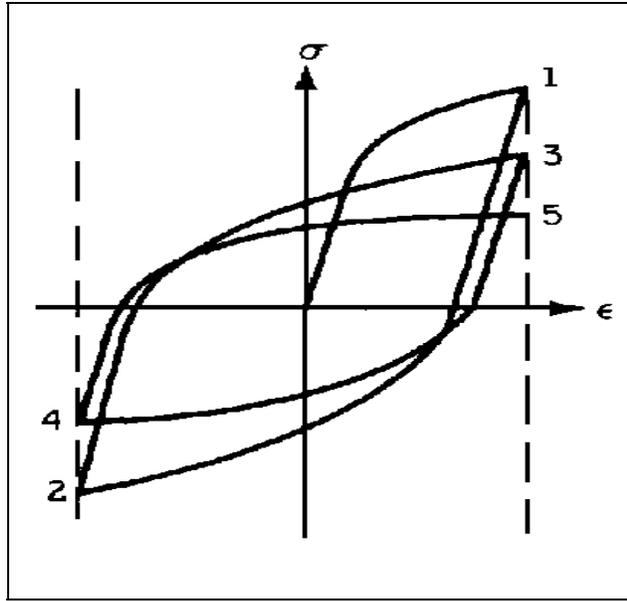


Figura 3.49 – Amolecimento Cíclico [Bannantine et al, 1990].

Manson e Hirschberg [1964] observaram que a razão entre a tensão de ruptura e a tensão de escoamento pode ser usada para prever se o material endurecerá ou amolecerá.

$$\text{Se } \frac{\sigma_{ult}}{\sigma_{esc}} > 1,4 \quad \text{O material terá endurecimento cíclico} \quad (3.11)$$

$$\text{Se } \frac{\sigma_{ult}}{\sigma_{esc}} < 1,2 \quad \text{O material terá amolecimento cíclico} \quad (3.12)$$

A deformação a frio de um metal caracteriza-se pelo endurecimento deste metal. Quanto mais um metal é deformado a frio, abaixo da sua temperatura de recristalização, mais ele se torna resistente. O encruamento de modo geral pode ser explicado pela interação de discordâncias com outras discordâncias ou com barreiras que impedem a sua livre movimentação. Sendo assim, é necessário oferecer maior energia para que as discordâncias vençam as barreiras e voltem a se movimentar [Souza, 1974].

Já o envelhecimento por deformação é um comportamento de certas ligas metálicas nas quais a sua resistência é aumentada e sua ductilidade é diminuída

por algum tempo depois de ter sofrido uma deformação plástica a frio e subsequente aquecimento [Souza, 1974].

Os precipitados elevam bastante a capacidade de encruamento da liga. A explicação vem da interação das discordâncias com as partículas precipitadas. Estas partículas agem como obstáculos à movimentação das discordâncias, sendo necessário fornecer maior energia para a transposição dos obstáculos. Para transpor uma partícula precipitada, a discordância que possui certa energia de tensão que tende mantê-la em linha reta, tem que se curvar o que significa um dispêndio de energia extra. Ao passar pelo obstáculo, a discordância deixa um anel em volta deste que aumentará a dificuldade a passagem de outras discordâncias (Figura 3.50) [Souza, 1974].

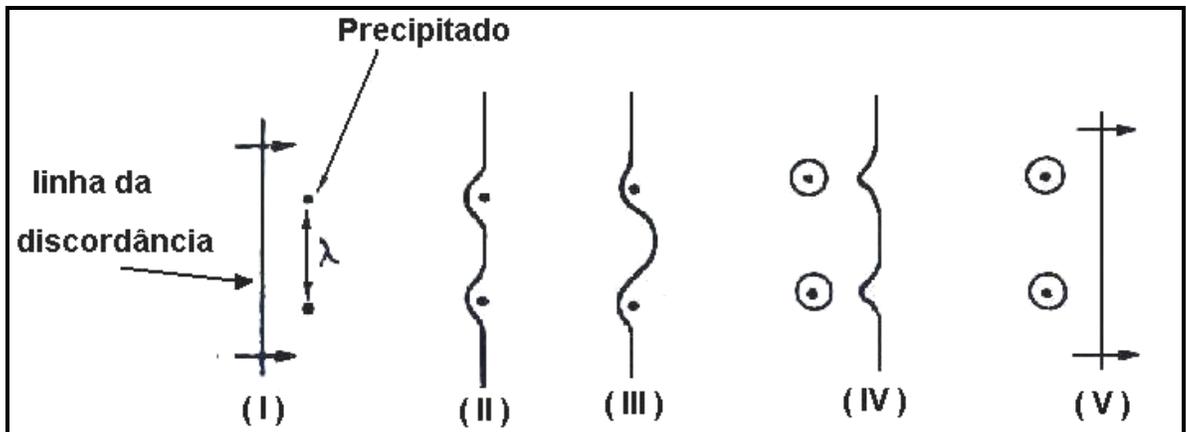


Figura 3.50 – Passagem de uma discordância entre duas partículas de precipitado [Souza, 1974].

## Capítulo 4 - Metodologia experimental

### 4.1 Introdução

Apresenta-se abaixo (Figura 4.01), um fluxograma que mostra uma visão de como foi elaborada a metodologia experimental.

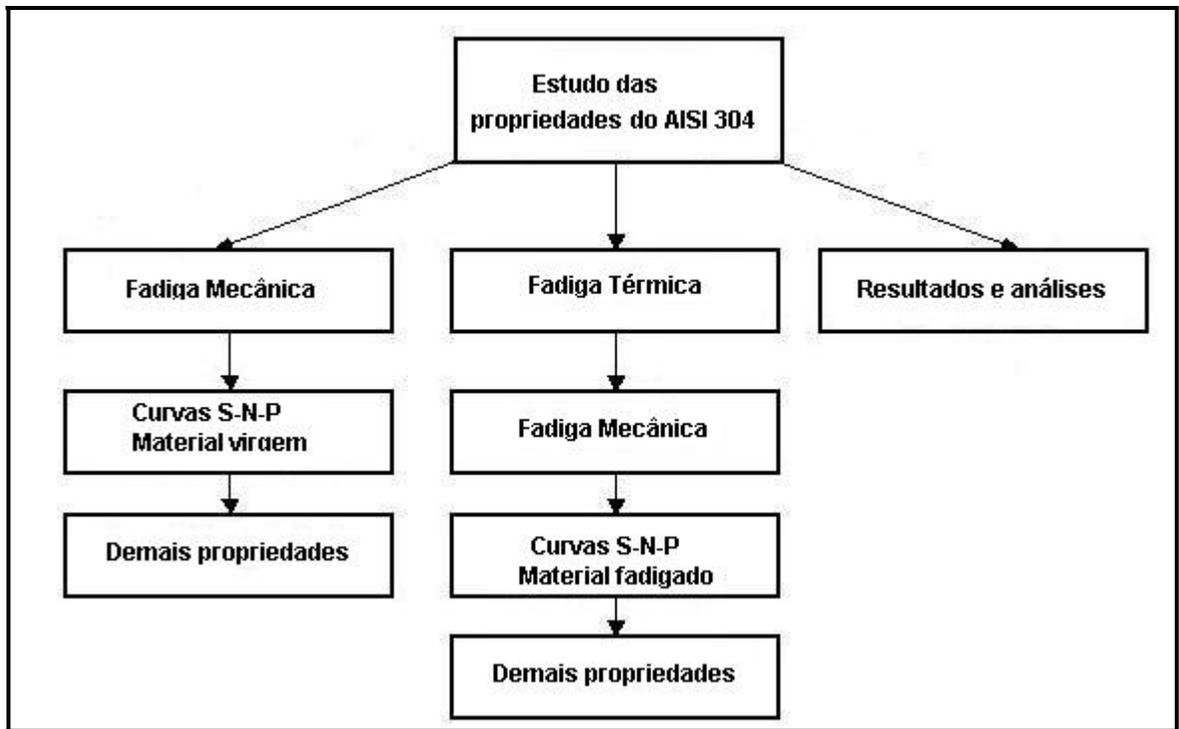


Figura 4.01– Fluxograma da Metodologia Experimental.

### 4.2 Material

O material utilizado foi comprado do fornecedor e este não foi submetido a nenhuma exigência peculiar de garantia de qualidade. Por outro lado, os corpos-de-prova foram manufacturados depois de um procedimento de qualificação do fabricante destinado a obter um comportamento experimental que fosse possível

de se repetir. O material em barras apresenta fortes tensões residuais em razão do processo de fabricação e alguma quantidade de impurezas. O material utilizado neste experimento é o aço inoxidável austenítico AISI/ABNT 304 (SAE 30304, V-304, DIN X 2 CrNi 18 9 e WNr 1.4306) recebido na forma de barras com diâmetro de 5/8". O AISI 304 é um aço cromo-níquel inoxidável austenítico do tipo 18-8, amagnético, não temperável. O aço normalizado apresenta os valores nominais da composição química e propriedades mecânicas mostrados na Tabela 4.01 e 4.02.

Tabela 4.01 - Composição química nominal do AISI 304 (em % por peso)

[Catálogo Villares, 1992].

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
0,03 a	0,5 a	0,8 a	0,02 a	0,001 a	8,0 a	18,0 a
0,08 max	1,0 max	2,0 max	0,045 max	0,03 max	10,5 max	20,0 max

Tabela 4.02 - Propriedades mecânicas nominais do AISI 304

[Catálogo Villares, 1992].

Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)	Alongamento (%)
205 a 260	515 a 579	40 a 66

O AISI 304 possui boa resistência à corrosão. Tem características boas de tenacidade até temperaturas extremamente baixas o que o torna um material adequado para aplicações criogênicas. Quando encruado por trabalho a frio, torna-se parcialmente martensítico e levemente magnético. Este aço é muito sensível a Fadiga Térmica por ter uma condutividade térmica específica baixa e um coeficiente de expansão térmica alto (cerca de 50% maior que os aços de construção mecânica) [Catálogo Villares, 1992]. Foram realizados testes no material para caracterizá-lo, como recebido. Os testes realizados foram o

levantamento da composição química, testes de dureza, análise metalográfica, testes de tração em ensaios quase estáticos.

A análise química do material adquirido foi realizada usando um espectrômetro de emissão ótica, marca ARL, modelo 3560 OES (FIAT automóveis S.A.). Foi retirado um corpo-de-prova de cada barra do material como recebido, totalizando uma amostra de 11 corpos-de-prova. Cada barra tem 4 m de comprimento, 5/8" de diâmetro e 1,55 kg/m de densidade linear.

A composição química e as propriedades mecânicas do material como recebido são mostradas na Tabela 4.03 e 4.04 (Tabela completa no Anexo 6).

Tabela 4.03 - Composição química (wt %) do AISI 304 como recebido para um intervalo de confiança de 95%.

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
0,033	0,59	1,69	0,03	0,027	9,23	18,39
$\pm 0,003$	$\pm 0,09$	$\pm 0,18$	$\pm 0,002$	$\pm 0,003$	$\pm 0,47$	$\pm 0,08$

Tabela 4.04 - Propriedades mecânicas do AISI 304 como recebido para um intervalo de confiança de 95%.

Limite de escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)	Alongamento (%)
466 $\pm$ 30	610 $\pm$ 3,35	107,6 $\pm$ 0,68

A análise química do material dos corpos-de-prova soldados foi realizada no CDTN pelo método analítico de via úmida – absorção atômica e três amostras foram retiradas do corpo-de-prova soldado, sendo uma na região da solda, outra na região da ZTA e outra na região do material base. A proporção em peso dos principais elementos pesquisados (Níquel e cromo) e mostrada na Tabela 4.05. Na Tabela 4.06 são mostradas as propriedades mecânicas do material.

Tabela 4.05 - Composição química (wt %) do AISI 304 soldado.

Número da amostra	Ni	Cr
1 (solda)	10,2	17,9
2 (ZTA)	8,87	17,9
3 (Material base)	8,51	17,3

Tabela 4.06 - Propriedades mecânicas do AISI 304 soldado para um intervalo de confiança de 95%.

Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)	Alongamento (%)
364 <sub>±</sub> 42	688 <sub>±</sub> 23	92 <sub>±</sub> 11

### 4.3 Obtenção dos corpos-de-prova para ensaios de Fadiga Térmica

Os corpos-de-prova para ensaio de Fadiga Térmica não são normalizados, como foi revisado no item 3.8. A abordagem deste trabalho visou submeter um corpo-de-prova normalizado para Fadiga Mecânica flexo-rotativa (Figura 4.02) a ciclos térmicos, sem causar o rompimento deste, e assim posteriormente poder verificar a influência destes ciclos térmicos na vida à fadiga submetendo o mesmo corpo-de-prova à Fadiga Mecânica.

A geometria do Corpo-de-prova para a determinação da vida em fadiga segue uma composição sugerida por Cazaud [1957] e ASTM E 466-96 [1996] (Anexo 2).

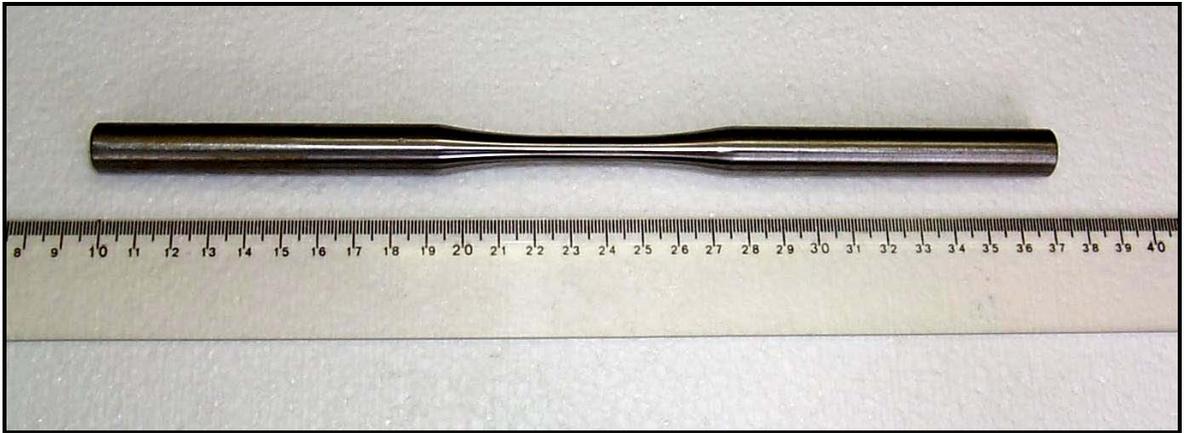


Figura 4.02 - Geometria dos corpos-de-prova utilizados nos testes de fadiga flexo-rotativa [Mansur, 2002].

Com o objetivo de prender os corpos-de-prova na máquina de Fadiga Térmica, foram usinadas roscas em suas extremidades, porém estas roscas não são utilizadas na máquina de fadiga mecânica, somente na máquina de Fadiga Térmica. A geometria dos corpos-de-prova para os testes de vida em fadiga é a mostrada na Figura 4.03.

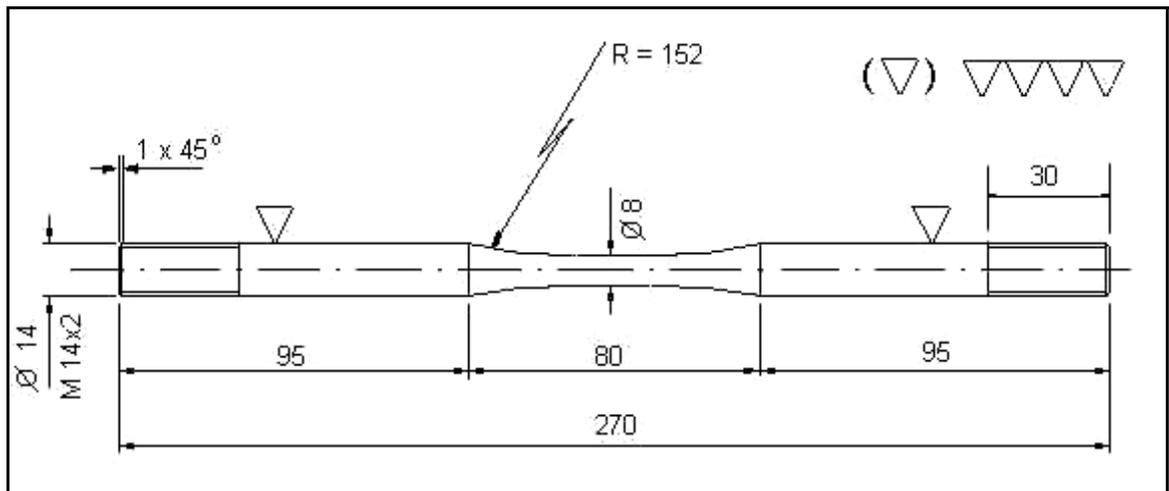


Figura 4.03 – Forma e dimensões (mm) do corpo-de-prova de Fadiga Térmica e Fadiga Mecânica.

Os corpos-de-prova destinados à determinação da vida em fadiga terão o acabamento superficial polido. Todos os corpos-de-prova foram submetidos ao mesmo procedimento de preparação. Os testes de fadiga serão realizados com a fixação bilateral dos corpos-de-prova. Esta fixação provoca um momento de flexão constante na seção transversal útil do corpo-de-prova.

Foram fabricados 27 corpos-de-prova soldados a partir de chapas de 300X300X25 mm soldadas em “X” pelo meio (Figura 4.04). As chapas depois de soldadas foram recortadas em tiras de 25X25X300 mm e então usinadas na forma cilíndrica com o diâmetro 15mm. A partir deste ponto, o procedimento de usinagem segue o mesmo dos corpos-de-prova não soldados. As soldas foram feitas usando-se máquina TIG marca Linde UCC-395 de corrente contínua (peça negativo e eletrodo positivo) e material de adição AWS 308L diâmetro 1,6 mm. Os parâmetros de soldagem foram: Corrente 130 A; Voltagem: 18 A; Vazão de Argônio 15 litros/min; tempo de 135 segundos por cordão de 300mm, heat input  $\cong 1 \text{ kJ mm}^{-1}$ .

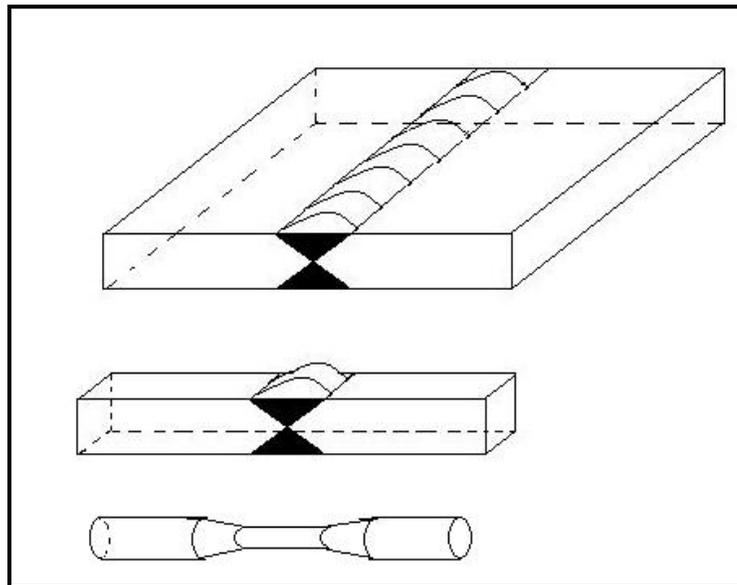


Figura 4.04 – Forma de obtenção do corpo-de-prova de Fadiga Térmica e Fadiga Mecânica soldado a partir de chapa.

Concluídos os corpos-de-prova soldados, estes foram submetidos a ensaios não-destrutivos de Raios X realizado em máquina da marca Andrex, modelo 3002 AUT em duas posições ( $0^\circ$  e  $90^\circ$ ) para a detecção de algum poro ou falha na região soldada. As radiografias foram analisadas em negatoscópio e não se encontrou nenhum poro ou falha na soldagem dos corpos-de-prova.

#### **4.4 Procedimentos Experimentais e Metodologia dos Ensaios**

##### **4.4.1 Ensaios de Tração**

Os ensaios de tração foram realizados segundo a norma ASTM E-23, em máquina universal, marca INSTRON TDML (CDTN), com capacidade de 98 kN, velocidade do cabeçote de 0,2 cm/min e temperatura de ensaios de  $22^\circ\text{C}$ . A máquina INSTRON fornece um gráfico de papel milimetrado, portanto não digitalizado. Para a digitalização da linha do gráfico, destinada a obter-se a área abaixo da curva, foram retirados do gráfico papel os pontos em intervalos bem próximos e introduzidos no Programa ORIGIN<sup>®</sup> 6.1, fornecendo assim um gráfico digital. Usando a função INTEGRAL do mesmo programa, pode-se calcular a área abaixo da curva tensão-deformação para efeitos de comparação da energia envolvida na deformação do corpo-de-prova.

##### **4.4.2 Ensaios de Dureza e Microdureza**

Os ensaios de dureza foram realizados segundo a norma ASTM E-92 em máquina WOLPERT (CDTN). As durezas obtidas foram do tipo Vickers, com força de 196 N e penetrador pirâmide  $136^\circ$ . Já os ensaios de microdureza foram realizados em equipamento de microdureza Modelo DURIMET marca LEITZ-WETZLAR (CDTN) com força de 1,96 N. As amostras em corte transversal foram lixadas e polidas até a pasta de diamante de granulometria  $0,25\ \mu\text{m}$ .

##### **4.4.3 Análise Metalográfica**

O aspecto micro-estrutural do aço em estudo é mostrado na Figura 4.05. Amostras dos extremos dos corpos-de-prova foram retiradas em cortes transversais para ensaios metalográficos. Tem-se que a amostra deste local não

sofreu fadiga, e, portanto, é considerada material virgem. Então, estas foram lixadas e polidas até a pasta de diamante de granulometria  $0,25\ \mu\text{m}$ . Em seguida foram atacadas com ácido oxálico 10%, para revelação de sua microestrutura. Após o ataque químico, as amostras foram fotografadas com câmera digital e depois processadas para melhor identificação dos detalhes da microestrutura.

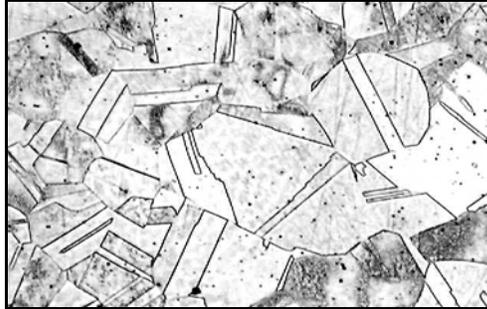


Figura 4.05 – Micro-estrutura do aço inoxidável AISI 304 do corpo-de-prova n° 74 (aumento 200X).

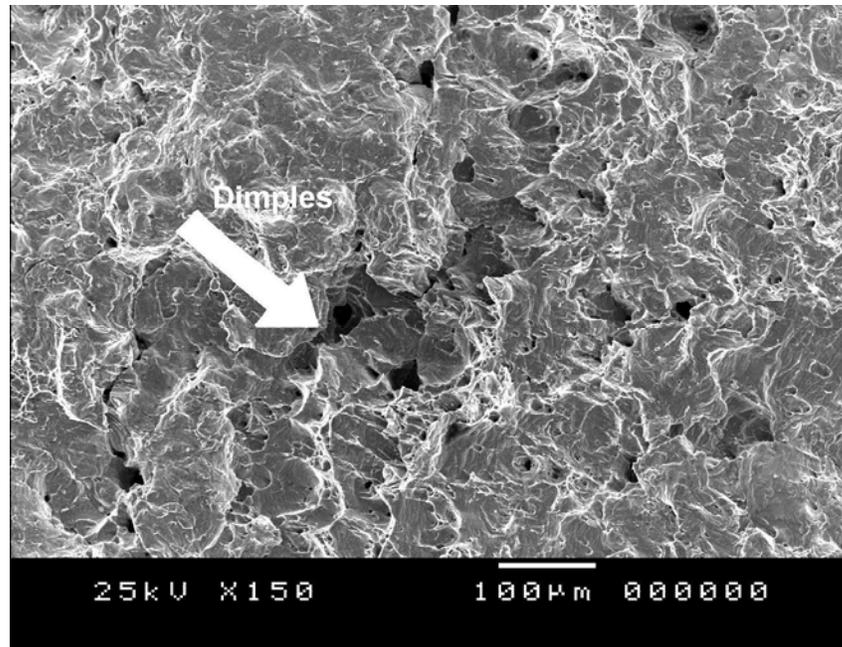


Figura 4.06 – Fractografia do AISI 304 após ruptura por Fadiga Mecânica tomada do corpo-de-prova 74 – MEV (aumento de 150X).

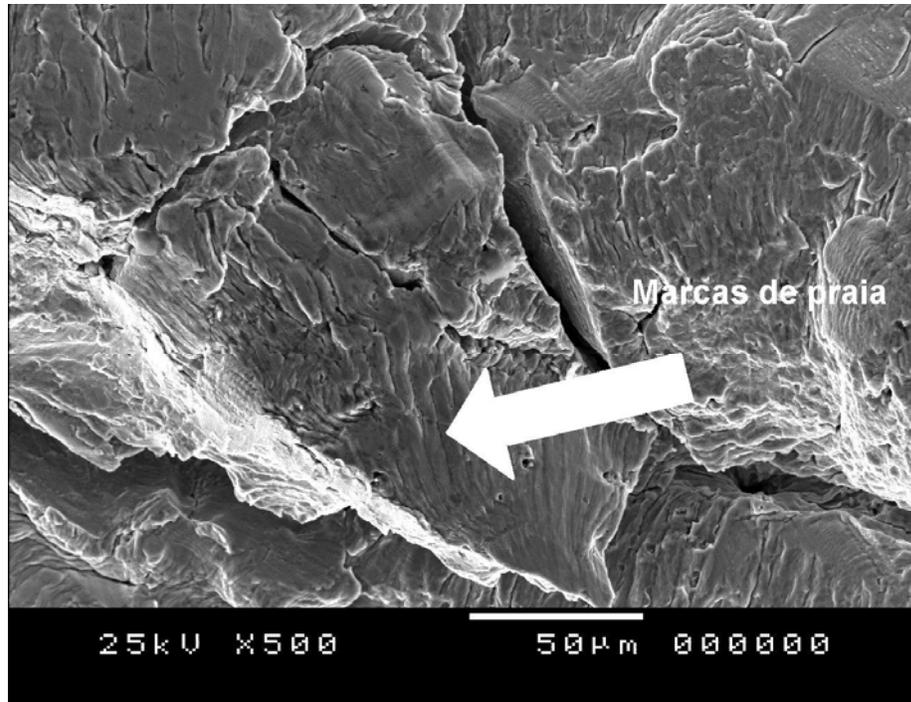


Figura 4.07 – Fractografia do AISI 304 após ruptura por Fadiga Mecânica tomada do corpo-de-prova 74 – MEV (Aumento de 500X).

As imagens fractográficas foram obtidas por meio do Microscópio de Varredura Eletrônica Marca Jeol Modelo JSM 5310, resolução de 40 nm, ampliação de 15 a 200 vezes pertencente ao CDTN.

As imagens fractográficas do corpo-de-prova CP 74 após ruptura por Fadiga Mecânica são mostradas nas Figuras 4.06 e 4.07. Pode-se observar os “dimples”, as marcas de praia e a abertura de trincas inerentes ao processo de fadiga em um material dúctil.

#### 4.4.4 Ensaios de Fadiga Mecânica

Para os testes de fadiga optou-se pelo ensaio por flexão rotativa, que é um método simples de determinação das propriedades de fadiga, com tensão média nula, além do que o corpo-de-prova pode ser adaptado para ser empregado também na máquina de Fadiga Térmica.

A máquina a ser utilizada neste trabalho foi projetada e fabricada pelo CDTN, baseando-se na máquina de fadiga RM-506 de fabricação Húngara, pertencente à Universidade Federal de Ouro Preto. Vários pontos fracos da referida máquina foram eliminados neste projeto. A máquina desenvolvida tem capacidade de realizar testes de fadiga aplicando momento constante na seção de teste do corpo-de-prova (Figura 4.08 e 4.09).

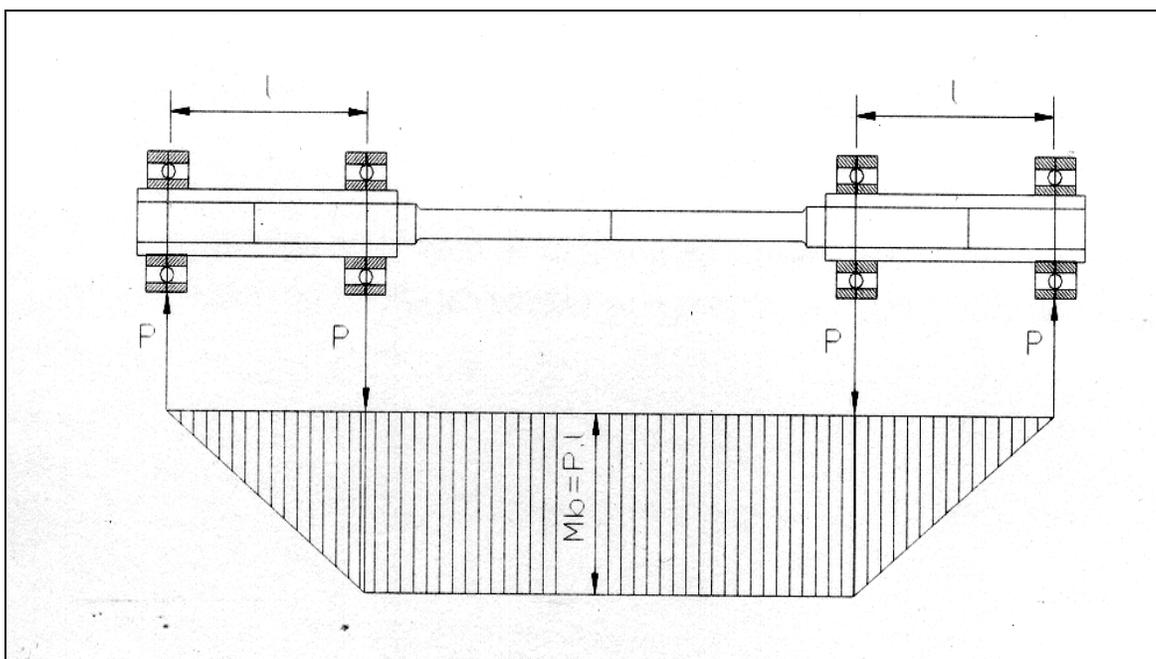


Figura 4.08 – Montagem com fixação bilateral do corpo-de-prova.

Neste tipo de máquina a aplicação de carga é realizada por meio de um sistema de balança no qual se tem numa extremidade um peso de compensação e na outra, um prato, no qual se colocam “pesos mortos” para poder variar a tensão aplicada no corpo-de-prova. Um motor elétrico produz rotação no corpo-de-prova, acoplada a dois pontos de apoio da máquina. As rotações são registradas por controladores eletrônicos. Está instalado na máquina dispositivo para desligamento automático após o rompimento do corpo-de-prova.



Figura 4.09 – Foto da máquina de fadiga flexo-rotativa desenvolvida no CDTN.

Como o corpo-de-prova tem seção transversal circular constante e é perfeitamente alinhada nos pontos de ensaio, tem-se a linha neutra passando exatamente pelo ponto central da seção transversal e o momento de inércia ( $J$ ) da mesma será:

$$J = \frac{\pi D^4}{64} \quad (4.1)$$

Onde “ $D$ ” é o diâmetro da seção transversal do corpo-de-prova.

Da resistência dos materiais tem-se:

$$\sigma = \frac{M}{W} \quad (4.2)$$

ou

$$\sigma = \frac{16Pl}{\pi D^4} \quad (4.3)$$

Nesta equação “ $P$ ” é a carga aplicada e “ $l$ ” é a distância do ponto de aplicação da carga até o ponto de apoio da amostra. A equação 4.3 mostra que a variação da tensão aplicada ao corpo-de-prova será obtida pela variação da carga “ $P$ ” aplicada.

Uma característica das máquinas utilizadas neste trabalho, que as diferenciam das outras, é que possuem um sistema de refrigeração dos corpos-de-prova, o que permite ensaios em temperaturas constantes, independentes da carga aplicada [Mansur, 2002]. Isto garante que o aquecimento interno do corpo-de-prova em cargas elevadas não interfira no resultado do teste.

#### **4.4.5 Levantamento das Curvas S-N-P**

Em linhas gerais, o levantamento das curvas S-N-P seguiu o seguinte procedimento:

- selecionou-se um grupo de 70 corpos-de-prova e usou 15 corpos-de-prova para cada nível de tensão, conforme recomendação de Collins [1993] para serem distribuídos em cinco níveis de tensão a serem ensaiados;
- três destes níveis (superior, inferior e intermediário) são escolhidos por meio de planejamento, os dois restantes são obtidos por interpolação linear, ficando todos os níveis equidistantes entre si (ver Tabela 4.07). Os níveis de tensão mais alto e mais baixo foram escolhidos tendo como base o Limite de Resistência a Tração. Usa-se  $2/3$  e  $1/2$  do Limite de Resistência à Fadiga para o nível mais alto e mais baixo respectivamente [Bannantine et al, 1990] adequando-se aos pesos existentes na máquina. Ensaiou-se os corpos-de-prova, um após o outro, para cada nível de tensão selecionado anotando para cada corpo-de-prova o número de ciclos correspondentes a sua falha. Os corpos-de-prova serão ensaiados até sua falha ou atingirem  $2 \times 10^6$  ciclos de ciclos, neste caso serão ditos “censurados”.
- Colocou-se todos os dados coletados em um gráfico amplitude de tensão alternada x ciclos para falha. O eixo ciclos para falha é em escala logarítmica. O gráfico deverá ter o aspecto da Figura 4.10.

Tabela 4.07 - Numero de corpos-de-prova e as tensões relativas.

Níveis de Tensão Alternada (MPa)	Numero de corpos-de-prova
375	6
343	9
311	12
285	18
259	25

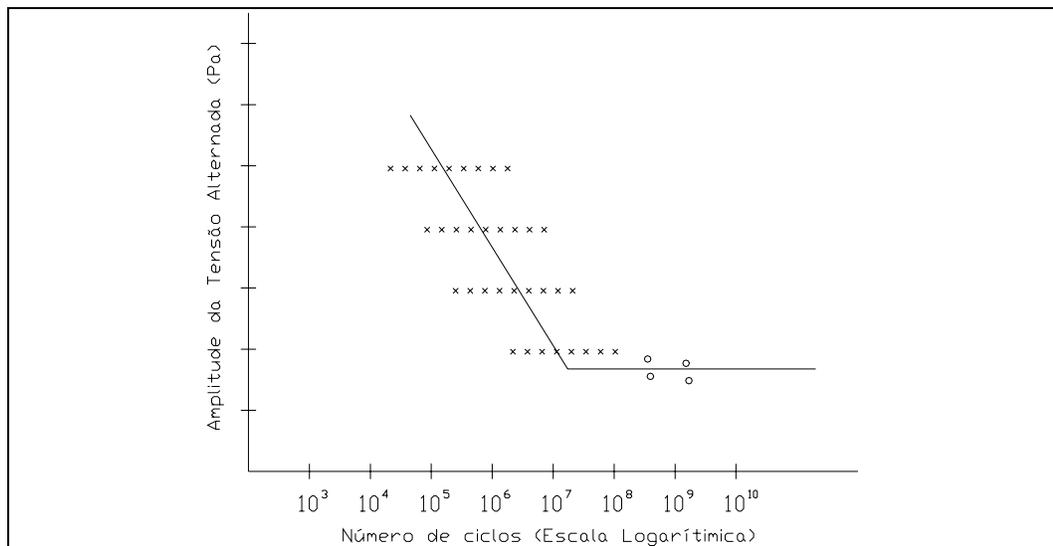


Figura 4.10 – Curva S-N típica.

Os ensaios mecânicos que visam a coleta de informações para o estudo de fadiga serão realizados na forma de testes de vida acelerada [Freitas e Colosimo, 1997], nos quais a variável resposta de interesse é o tempo até a ocorrência da falha e a variável de carregamento é o nível de tensão (medida em MPa) aplicado ao corpo-de-prova. Os testes de fadiga mecânica foram realizados na máquina de fadiga Flexo-rotativa (Figura 4.09) e o Plano Experimental escolhido para

condução dos ensaios foram o Plano de Compromisso apresentado por Meeke e Hahn [Freitas e Colosimo, 1997]. Este plano é uma proposta intermediária entre os tradicionais e os ótimos que se utiliza três níveis de tensão: alto, intermediário e baixo convencendo-se que a alocação será sempre na proporção 4:2:1, para estes níveis respectivamente. A distribuição estatística que mais se ajusta para este tipo de dados é a distribuição lognormal e a probabilidade de falha  $P$  é determinada desta distribuição, considerando-se que estas vão de  $P=0,01$  até  $P=99,0$  [Mansur, 2002].

#### **4.4.6 Determinação do Limite de Resistência à Fadiga utilizando Modelo de Regressão (distribuição lognormal) Aplicado aos Dados Experimentais Obtidos no Levantamento da Curva S-N-P**

Para a determinação do Limite de Resistência à Fadiga (LRF) para vida finita e infinita, foi usado o Modelo de regressão aplicado aos dados experimentais obtidos no levantamento da curva S-N-P baseado no Método “Up-and-Down” [Bannantine et al, 1990]. O Cap. 3, seção 3.10, mostra uma breve descrição do método “Up-and-Down”. A simulação deste método para a determinação do Limite de Resistência à Fadiga (LRF) utiliza-se dos dados experimentais da construção da curva S-N-P e do software MINITAB, conforme detalhado por Mansur [2002]. Sua utilização é bem precisa e reduz bastante o custo dos ensaios experimentais.

#### **4.4.7 Ensaios de Fadiga Térmica**

Baseado no interesse da indústria nuclear usuária do material em tubulações sujeitas ao fenômeno de estratificação térmica, foi desenvolvido um equipamento para avaliar a resistência à Fadiga Térmica, visto que não existe um equipamento universal disponível no mercado, pois se trata de um ensaio tecnológico no qual se tenta reproduzir aproximadamente as mesmas condições de serviço dos componentes a serem ensaiados. Tomando como base a idéia original desenvolvida por Carden [1969] (item 3.8) com o objetivo de realizar ensaios de Fadiga Térmica de baixo ciclo, foi projetado e construído um equipamento no Laboratório de Análise de Tensões do CDTN, que permitiu atingir a temperatura e

tensão desejada para o desenvolvimento desse estudo. As características desejáveis da máquina são:

- operar vários tipos de corpos-de-prova;
- processo automático;
- baixo custo de equipamento;
- operar em várias faixas de temperatura e tensões;
- preservar a composição química do material;
- fixar rigidamente o corpo-de-prova;
- utilizar refrigeração líquida ou gasosa.

O esquema da montagem da máquina de Fadiga Térmica é mostrado na Figura 4.11. A temperatura é medida usando-se termopar tipo K (chromel-alumel) do tipo isolado e é fixado à superfície da parte central do corpo-de-prova por meio de um anel mola. O corpo-de-prova é então envolvido por uma cuba de material isolante dentro do qual irá correr o fluido refrigerante líquido ou gasoso (Figura 4.12).

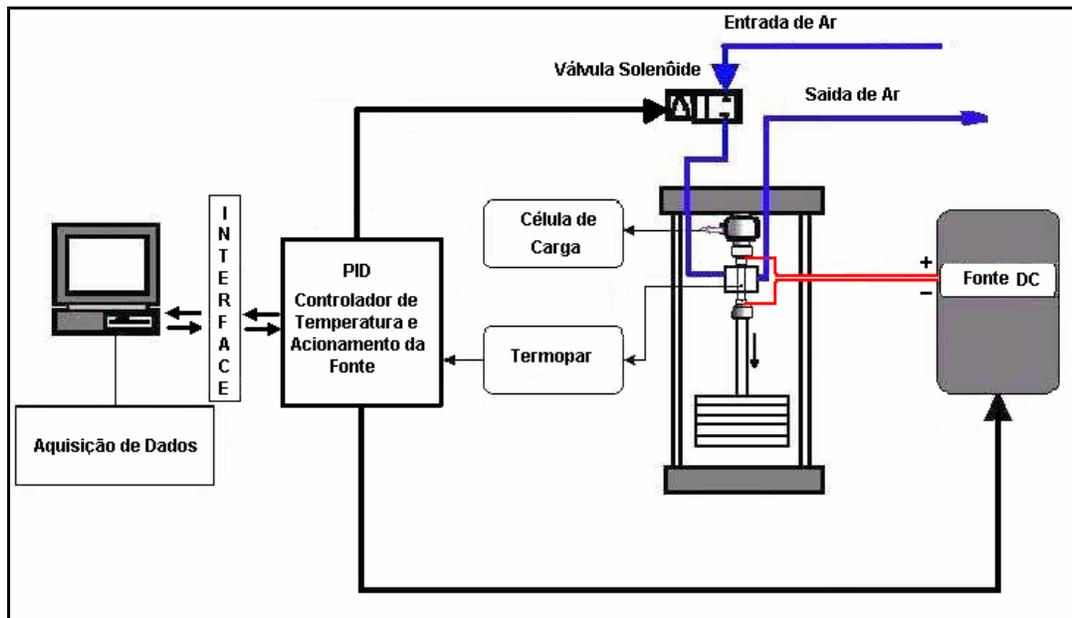


Figura 4.11 – Desenho esquemático da máquina de Fadiga Térmica.

Uma fonte de corrente constante (DC 1500 Amperes, 2,5 volts) é acoplada nas extremidades do corpo-de-prova que é aquecido por efeito ôhmico. As temperaturas mínima e máxima estipulada para este experimento são de 250°C e 500°C respectivamente. Um Controlador de Temperatura Modelo 2116 PID da Eurotherm foi usado para controlar o processo. Partindo da temperatura ambiente, o controlador mantém a fonte ligada até que a superfície do ponto médio do corpo-de-prova atinja 500°C. Neste momento a fonte é desligada e a válvula solenóide é aberta fazendo com que a temperatura caia até 250°C pela passagem do ar à temperatura ambiente dentro da cuba. A fonte é novamente ligada, reiniciando o processo. O corpo-de-prova é mantido sob uma tração constante que visa simular a pressão exercida na parede da tubulação do sistema de refrigeração quando a Usina está a 100% da potência. A razão para o desenvolvimento desta nova máquina de Fadiga Térmica é poder ensaiar corpos-de-prova normalizados que possam passar por outros ensaios mecânicos. Os ganhos obtidos frente as outras máquinas existentes são maior simplicidade de projeto, menor custo do equipamento, facilidade de operação e confiabilidade e estabilidade dos parâmetros do ensaio.

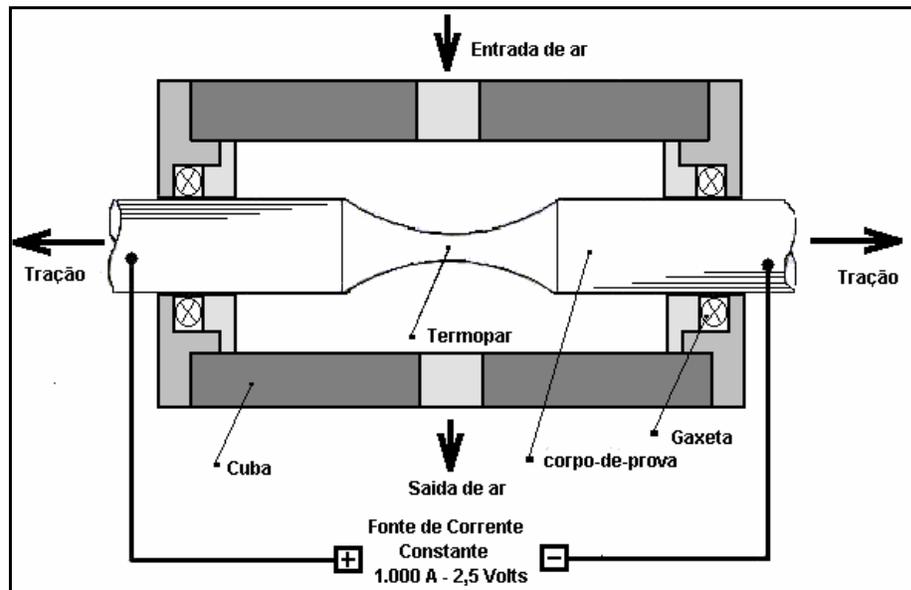


Figura 4.12 – Desenho esquemático da cuba.

Após a montagem da máquina de Fadiga Térmica, foram feitos testes com os seguintes parâmetros:

- faixa de temperatura – 250°C até 500°C;
- tempo total de cada ciclo – 24 segundos;
- tensão sobre corpo-de-prova – 74 MPa (relativo a pressão de trabalho);
- tipo de refrigeração – ar comprimido;
- número de ciclos para cada corpo-de-prova – 2.000 ciclos;
- corrente contínua constante – 750 Amperes a 2,5 Volts;
- pressão do ar 0,588 MPa e vazão 0,005/0,008 m<sup>3</sup>/s;
- duração total de cada ensaio – 13 horas e 20 min.

As Figuras 4.13, 4.14, 4.15 e 4.16, mostram a montagem geral, a cuba, a montagem do corpo-de-prova e a fonte de corrente contínua.



Figura 4.13 - Montagem geral.



Figura 4.14 - Detalhe da cuba.



Figura 4.15 - Montagem do corpo-de-prova.



Figura 4.16 – Fonte.

A taxa de aquecimento nesta experiência foi ajustada para atingir 500°C partindo de 250°C em 8 segundos (32°C por segundo); e a taxa de resfriamento de 500°C até 250° C em 16 segundos (16°C por segundo) como é mostrado na Fig. 4.17.

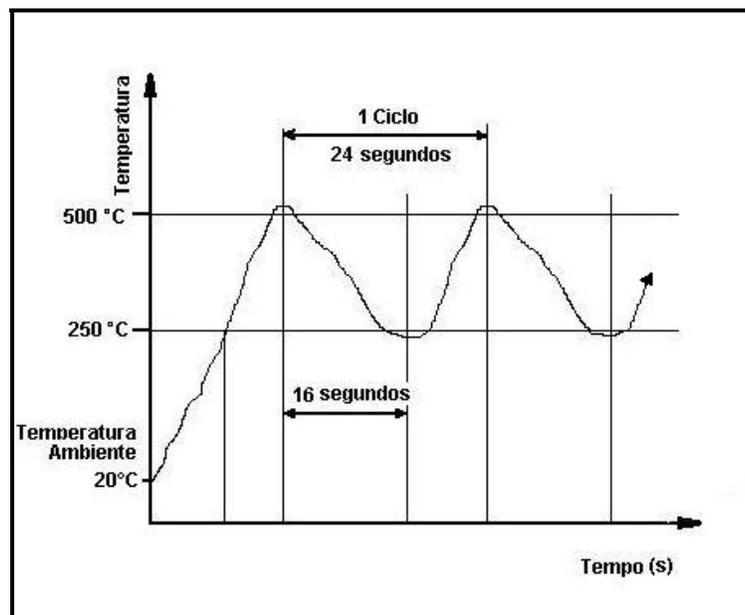


Figura 4.17 - Aspecto da variação cíclica térmica para um corpo-de-prova.

Algumas dificuldades técnicas apresentadas durante a montagem:

- isolamento entre o corpo-de-prova e a estrutura da máquina. A resistência mecânica deste isolamento limita a tração aplicada ao corpo-de-prova;
- adotou-se ar comprimido à temperatura ambiente para a refrigeração. A água como refrigerante não funcionou devido ao seu alto poder de convecção fazendo com que o corpo-de-prova não atinja altas temperaturas, tornando-se necessário uma autoclave para solucionar o problema.
- o fluxo de ar tem que ser constante para manter uma variação cíclica constante ao longo do tempo. Compressores de pouca vazão tendem a começar a variação cíclica em um ritmo rápido e diminuir com o tempo;
- a fixação do termopar ao corpo-de-prova teve que ser melhorada, pois durante a variação cíclica térmica este corria o risco de se soltar e o corpo-de-prova se romper por excesso de aquecimento.

## Capítulo 5 - Resultados e Discussões

### 5.1 Material como recebido

#### 5.1.1 Análise química

Os resultados da análise química (Anexo 4) mostraram que os elementos encontrados no material caíram dentro da faixa esperada para o AISI 304 [Catálogo Villares, 1992] (Tabela 5.01). Os principais elementos, carbono, cromo e níquel, ficaram estritamente dentro do previsto. A análise dos corpos-de-prova soldados foi realizada destinada a verificar a concentração de níquel e cromo. Encontrou-se na região da solda uma concentração 13% maior de níquel, porém o nível de cromo se manteve praticamente o mesmo no material base, ZTA e região da solda (ver Tabela 4.05).

Tabela 5.01 - Composição química nominal do AISI 304 (em % por peso) [Catálogo Villares, 1992] e do material como recebido para um intervalo de confiança de 95%.

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
Valores de referência	0,03 - 0,08 max	0,5 - 1,0 max	0,8 - 2,0 max	0,02 - 0,045 max	0,001 - 0,03 max	8,0 - 10,5 max	18,0 - 20,0 max
Valores como recebido	0,033 ±0,003	0,59 ±0,09	1,69 ±0,18	0,03 ±0,002	0,027 ±0,003	9,23 ±0,47	18,39 ±0,08

### 5.1.2 Análise mecânica

As propriedades mecânicas do aço como recebido (Tabela 5.02) apresentaram uma alteração em relação aos valores nominais. As propriedades mecânicas do material como recebido tiveram valores mais elevados em relação aos valores de referência [Catálogo Villares, 1992]. Este aumento na resistência do material como recebido pode ser em razão do encruamento, já que a análise metalográfica mostrou um material extremamente encruado, provavelmente graças à deformação a frio no processo de fabricação.

Tabela 5.02 - Propriedades mecânicas do material como recebido para um intervalo de confiança de 95%.

Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)	Alongamento (%)
466±30	610±3,35	107,6±0,68

### 5.2 Curvas S-N-P

Os testes iniciais com setenta (70) corpos-de-prova aconteceram exclusivamente sob Fadiga Mecânica destinados ao levantamento das curvas S-N-P para o material virgem (sem danos por Fadiga Térmica) e os resultados obtidos são mostrados na Figura 5.01. Após estes dados serem tratados estatisticamente utilizando-se o software MINITAB® e a distribuição lognormal, curvas S-N-P com 1%, 50% e 99% de probabilidade de falhas são apresentadas (Figura 5.02).

Corpos-de-prova virgens foram submetidos à Fadiga Térmica com temperaturas de 250°C a 500°C em ciclos de 24 segundos entre picos (Figura 4.17), por 2.000 ciclos, e tração constante de 74 MPa (tração que representa a pressão de trabalho na tubulação do sistema). Após esta ciclagem térmica, os corpos-de-prova foram retirados e ensaiados na máquina de ensaio flexo-rotativa na qual foram ciclados mecanicamente até romperem ou atingir  $2 \times 10^6$  ciclos, neste caso ditos

“censurados”. Todos os ensaios de Fadiga Mecânica foram executados com refrigeração dos corpos-de-prova.

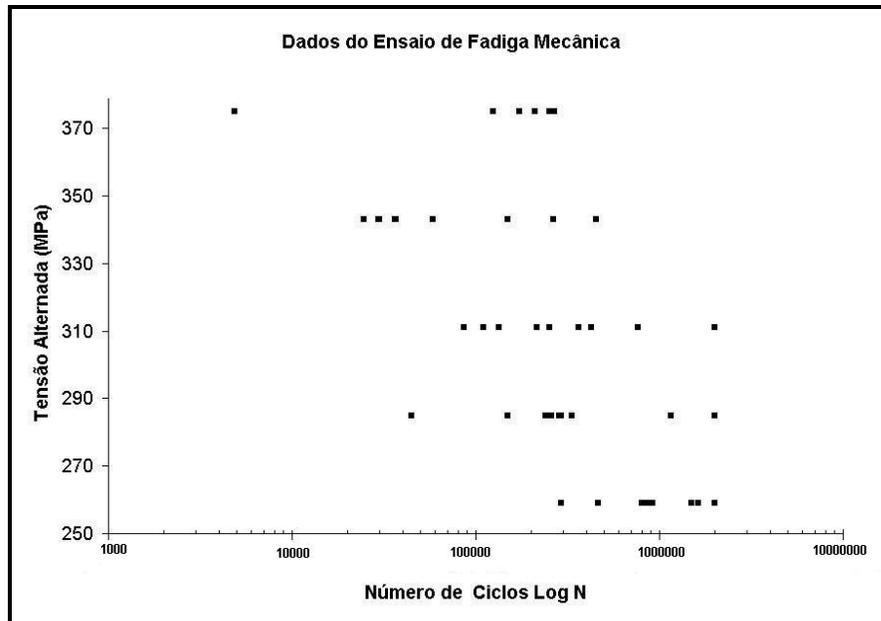


Figura 5.01 – Resultados dos ensaios de Fadiga Mecânica flexo-rotativa em corpos-de-prova virgens.

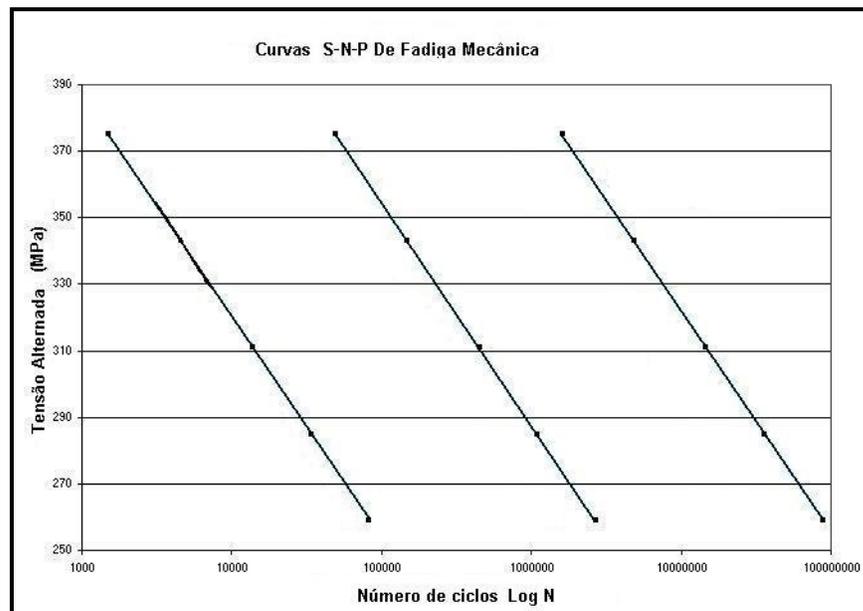


Fig. 5.02 - Curvas S-N-P de Fadiga Mecânica flexo-rotativa para 1%, 50% e 99% de probabilidade de falha.

Os resultados obtidos com outros setenta (70) corpos-de-prova nos testes de Fadiga Mecânica após a Fadiga Térmica são mostrados na Figura 5.03.

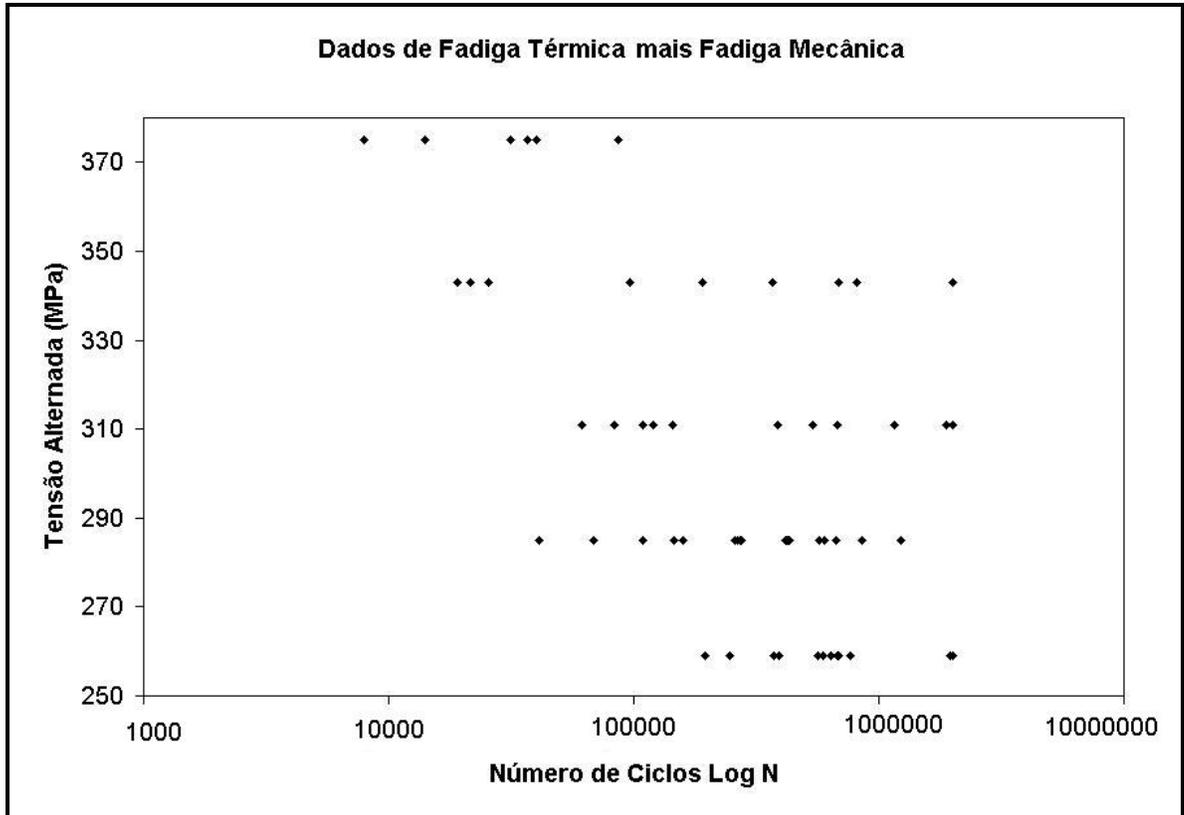


Figura 5.03 - Resultados dos ensaios de Fadiga Mecânica flexo-rotativa em corpos-de-prova após 2.000 ciclos de Fadiga Térmica.

As curvas S-N-P com distribuição lognormal utilizando-se o software MINITAB® para este caso são mostradas na Figura 5.04.

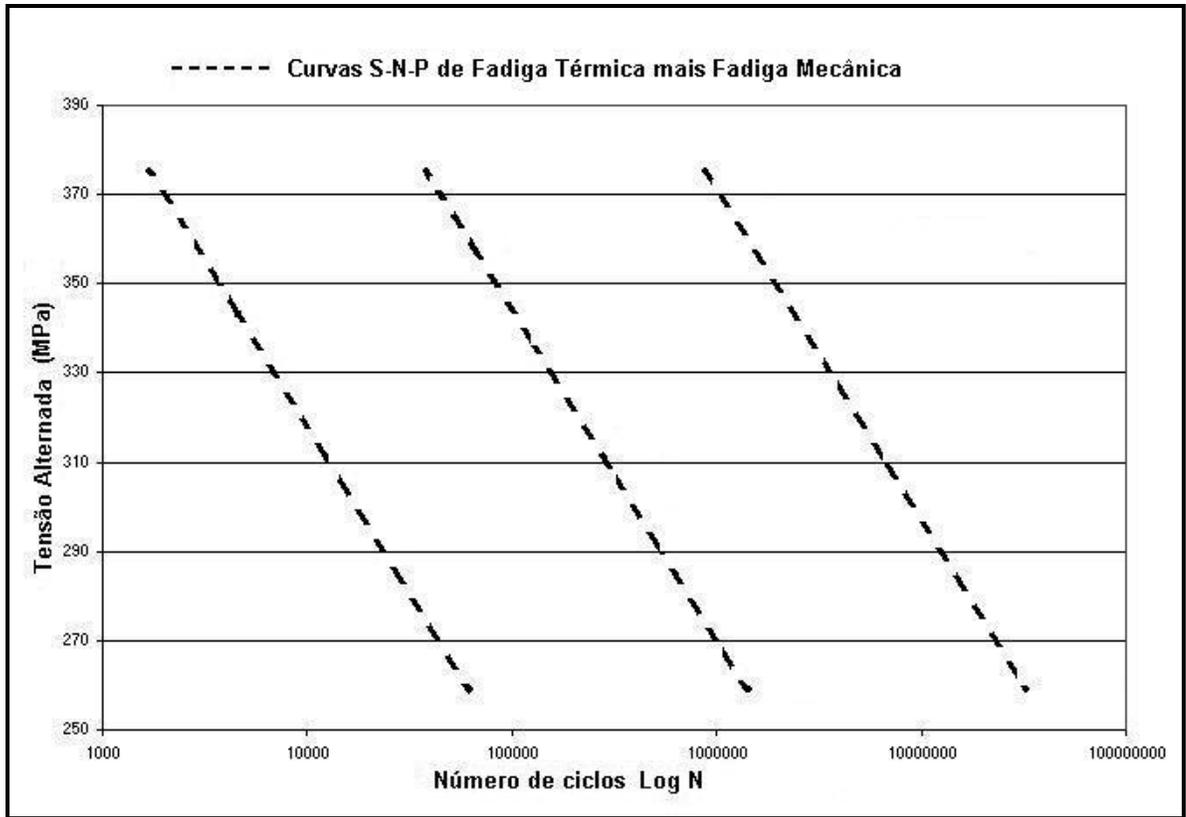


Figura 5.04 - Curvas S-N-P de Fadiga Mecânica flexo-rotativa após 2.000 ciclos de Fadiga Térmica para 1%, 50% e 99% de probabilidade de falha.

Nota-se na Figura 5.05, que mostra a sobreposição entre as curvas S-N-P de Fadiga Mecânica e de Fadiga Mecânica mais Fadiga Térmica, uma redução da vida dos corpos-de-prova que foram fadigados termicamente no equipamento, onde se conclui que a Fadiga Térmica induz um dano térmico perceptível. Este comportamento também indica que o dano induzido pela Fadiga Térmica provoca uma redução maior da vida à Fadiga Mecânica do material nas probabilidades de falha de 50% e 99%. Para 1% de probabilidade de falha, as curvas de vida à Fadiga Mecânica permaneceram bem próximas, e na tensão alternada de 340 MPa a Fadiga Térmica não alterou a vida do material.

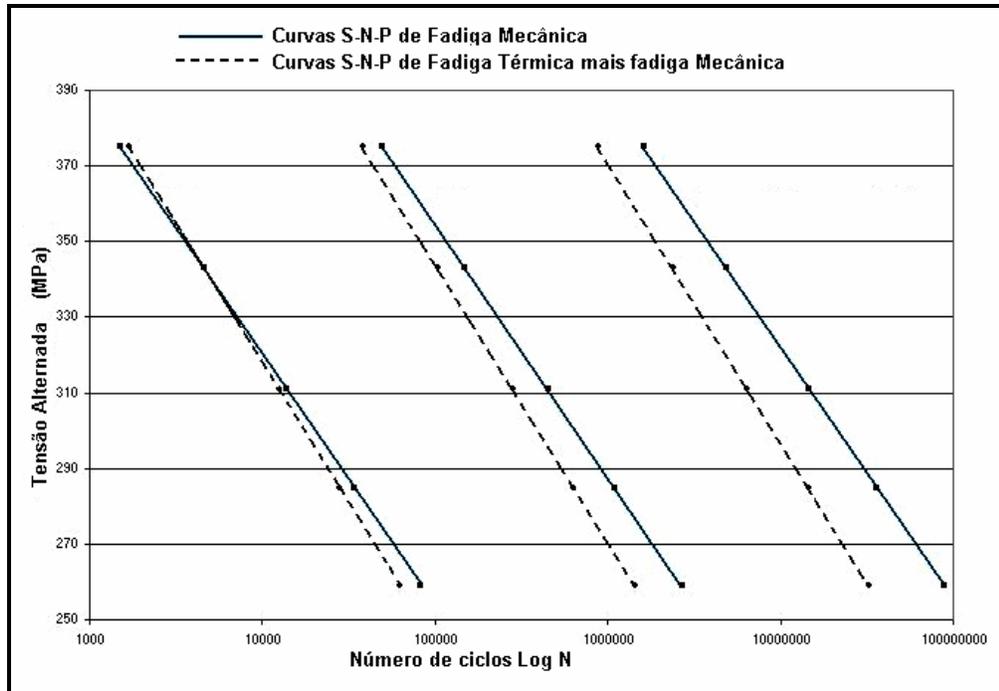


Figura 5.05 - Sobreposição das curvas S-N-P de Fadiga Mecânica e das curvas de Fadiga Mecânica mais Fadiga Térmica para 1%, 50% e 99% de probabilidade de falha.

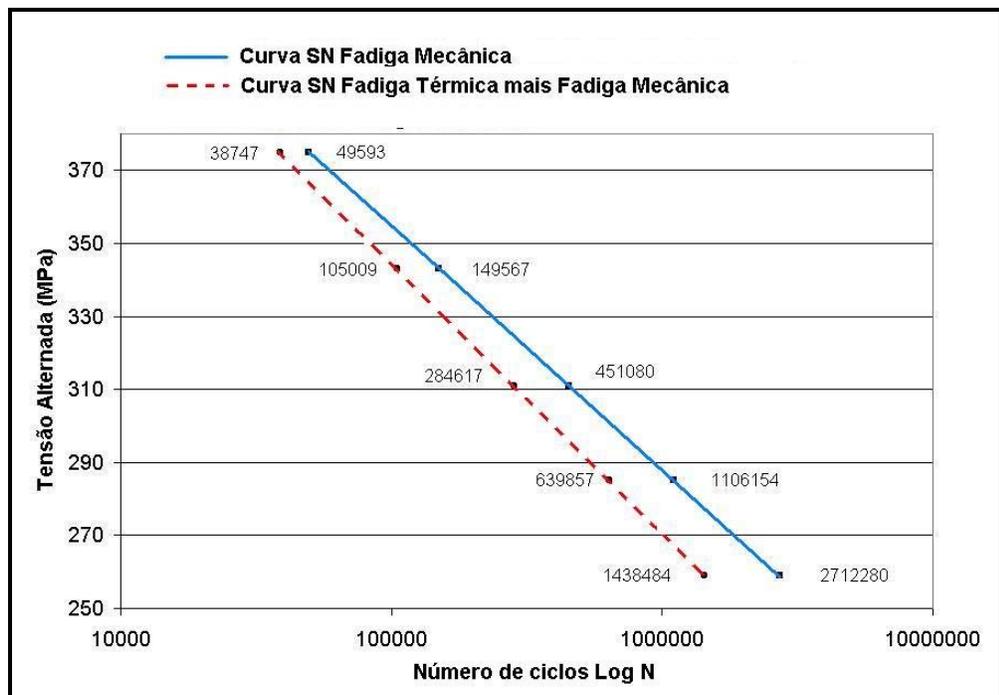


Figura 5.06 - Curva S-N-P de Fadiga Mecânica e curva de Fadiga Mecânica mais Fadiga Térmica para uma probabilidade de falha de 50%.

Observa-se na Figura 5.06, o deslocamento e a inclinação da curva S-N-P de 50% de probabilidade de falha para a esquerda dos ensaios de Fadiga Mecânica precedida da Fadiga Térmica em relação ao ensaio de Fadiga Mecânica pura. Este deslocamento indica a redução da vida à fadiga em razão do acréscimo da Fadiga Térmica. A Figura 5.06 deu origem a Figura 5.07 cujos pontos indicam a porcentagem do decaimento da vida à fadiga entre as duas curvas S-N-P de 50% de probabilidade de falha para o material fadigado termicamente e mecanicamente e somente mecanicamente. Quanto maior a carga utilizada na Fadiga Mecânica, menos a Fadiga Térmica interfere na vida do componente. O material tem seu limite de resistência aumentado na medida em que a carga de fadiga aplicada aumenta. A dispersão dos resultados se apresenta menor nos níveis de tensão mais elevados de Fadiga Mecânica. Uma maior carga da Fadiga Mecânica causa um maior endurecimento cíclico do material fazendo com que a influência da Fadiga Térmica seja menor na vida do componente, visto que o dano por Fadiga Térmica é o mesmo nestes corpos-de-prova ensaiados (2.000 ciclos térmicos entre 250°C e 500°C).

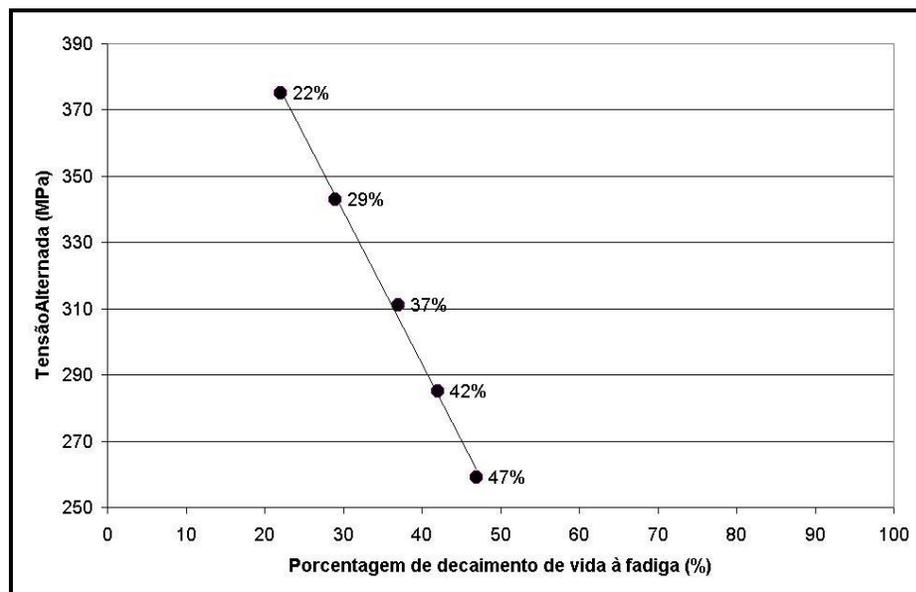


Figura 5.07 – Porcentagem de redução da vida à fadiga entre corpos-de-prova fadigados por Fadiga Mecânica e Fadiga Mecânica mais Fadiga Térmica para probabilidade de falha de 50%.

### 5.3 Resultados para corpos-de-prova soldados

A obtenção dos corpos-de-prova soldados ocorreu conforme procedimento descrito no item 4.3 do Capítulo 4. O material não apresentou bolhas ou poros. A Figura 5.08 mostra um exemplo de radiografia executada em todos os corpos-de-prova.

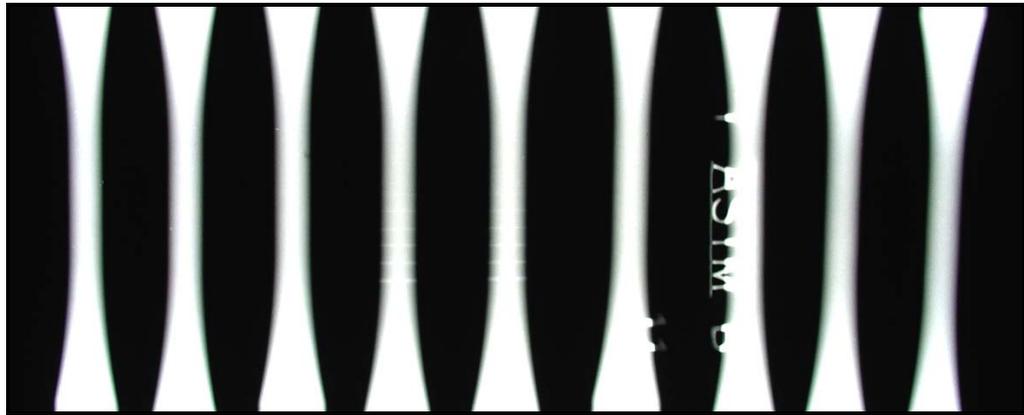


Figura 5.08 – Radiografia tirada a 90° dos corpos-de-prova soldados de n. 1 a 9.

A Tabela 5.03 apresenta os resultados dos ensaios realizados com os corpos-de-prova soldados, mostrando a chapa de origem, se foi ou não submetido à Fadiga Térmica, a tensão da Fadiga Mecânica e o número de ciclos ocorridos até a falha. A Tabela 5.04 mostra os valores obtidos de ensaios de tração em corpos-de-prova soldados.

Tabela 5.03 – Dano de Fadiga Térmica e/ou Mecânica aplicado aos corpos-de-prova soldados.

Corpo-de-prova número:	Origem:	Fadiga Térmica (Ciclos)	Tensão Flexo-rotativa (MPa)	Fadiga Mecânica (Ciclos)
S1	Chapa 1	2000	375	3642
S2	Chapa 2	2000	375	3453
S3	Chapa 3	2000	375	2675
S4	Chapa 1	2000	259	364.408
S5	Chapa 2	2000	259	603.203
S6	Chapa 3	2000	259	91.388
S7	Chapa 1	2000	259	227.174
S8	Chapa 2	2000	259	1.366.067
S9	Chapa 3	2000	259	8.373
S10	Chapa 1	2000	259	148.236
S11	Chapa 2	2000	259	75.273
S12	Chapa 3	2000	311	6.811
S13	Chapa 1	2000	311	36.258
S14	Chapa 2	2000	311	8.628
S15	Chapa 1	---	375	5.265
S16	Chapa 1	---	375	6.458
S17	Chapa 2	---	259	871.301
S18	Chapa 3	---	259	79.011
S19	Chapa 1	---	259	744.742
S20	Chapa 2	--	259	2.000.000
S21	Chapa 3	---	259	91.019
S22	Chapa 3	---	311	32.682
S23	Chapa 3	---	311	139.393
S24	Chapa 3	---	259	22.945
S25	Chapa 1	---	311	50.204
S26	Chapa 2	Para ensaio de tração		
S27	Chapa 2	Para ensaio de tração		

Utilizando-se os dados apresentados na Tabela 5.04, nota-se que os corpos-de-prova soldados possuem Módulo de Tenacidade, Limite de Escoamento e Alongamento menores que os valores do material como recebido. Porém observa-se que a Tensão Máxima se apresenta superior aos valores do material como recebido indicando endurecimento do material durante o processo de soldagem.

Tabela 5.04 – Valores do ensaio de tração dos corpos-de-prova soldados.

Corpo-de-Prova Soldado	Módulo de Tenacidade $U_T$ (MPa)	Limite Escoamento (MPa)	Tensão máxima (MPa)	Alongamento (%)
CP S20	8,14	381	693	86
CP S26	8,83	371	677	98
CP S27	9,33	341	691	91
Médias para 95% de confiabilidade	$8,77 \pm 1,47$	$364 \pm 42$	$688 \pm 23$	$92 \pm 11$
Material como recebido	$9,586 \pm 0,427$	$466 \pm 30$	$610 \pm 3,35$	$107,6 \pm 0,68$

Na Figura 5.09 são mostradas as curvas S-N-P para 1%, 50% e 99% de probabilidade de falha para corpos-de-prova soldados dos ensaios de Fadiga Térmica mais Fadiga Mecânica sobrepostas às curvas S-N-P dos ensaios de Fadiga Mecânica exclusivamente. Similar aos gráficos dos ensaios com corpos-de-prova sem solda, a Fadiga Térmica acumulada a Fadiga Mecânica moveu a linha do gráfico para a esquerda, o que indica redução de vida do corpo-de-prova.

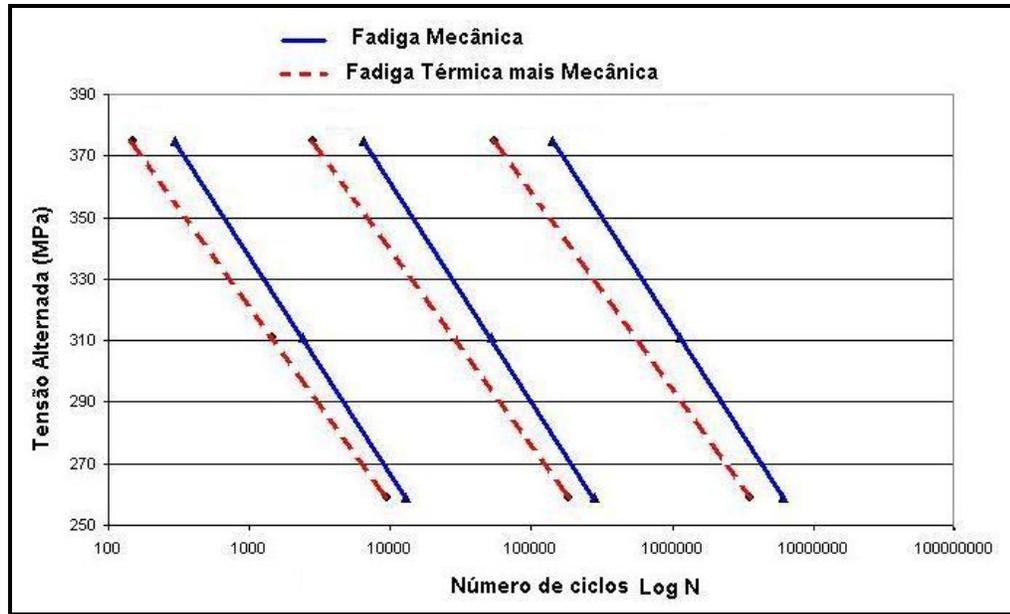


Figura 5.09 - Curvas S-N-P de Fadiga Mecânica e de Fadiga Mecânica mais Fadiga Térmica em corpos-de-prova soldados para 1%, 50% e 99% de probabilidade de falha.

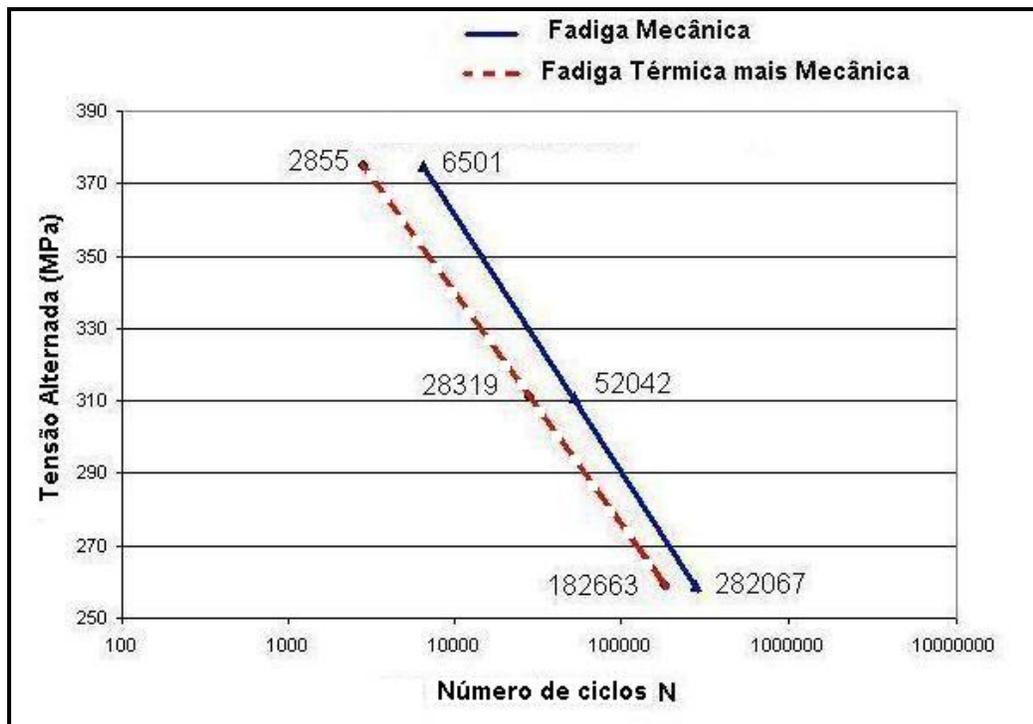


Figura 5.10 - Curvas S-N-P de Fadiga Mecânica e de Fadiga Mecânica mais Fadiga Térmica em corpos-de-prova soldados para uma probabilidade de falha de 50%.

Nota-se na Figura 5.10, o deslocamento e a inclinação da curva S-N-P com 50% de probabilidade de falha, para a esquerda dos ensaios de Fadiga Mecânica mais da Fadiga Térmica em relação ao ensaio de Fadiga Mecânica exclusivamente. Este deslocamento indica a redução da vida à fadiga em razão do acréscimo de danos da Fadiga Térmica e esta redução de vida também acontece nos corpos-de-prova sem solda. Porém, o gráfico da Figura 5.11 mostra uma tendência contrária ao que aconteceu com as curvas S-N-P dos corpos-de-prova sem soldas (ver Figura 5.07). Para os corpos-de-prova soldados quanto menor é o nível de tensão utilizado na Fadiga Mecânica, tanto menos a Fadiga Térmica interfere na vida do componente.

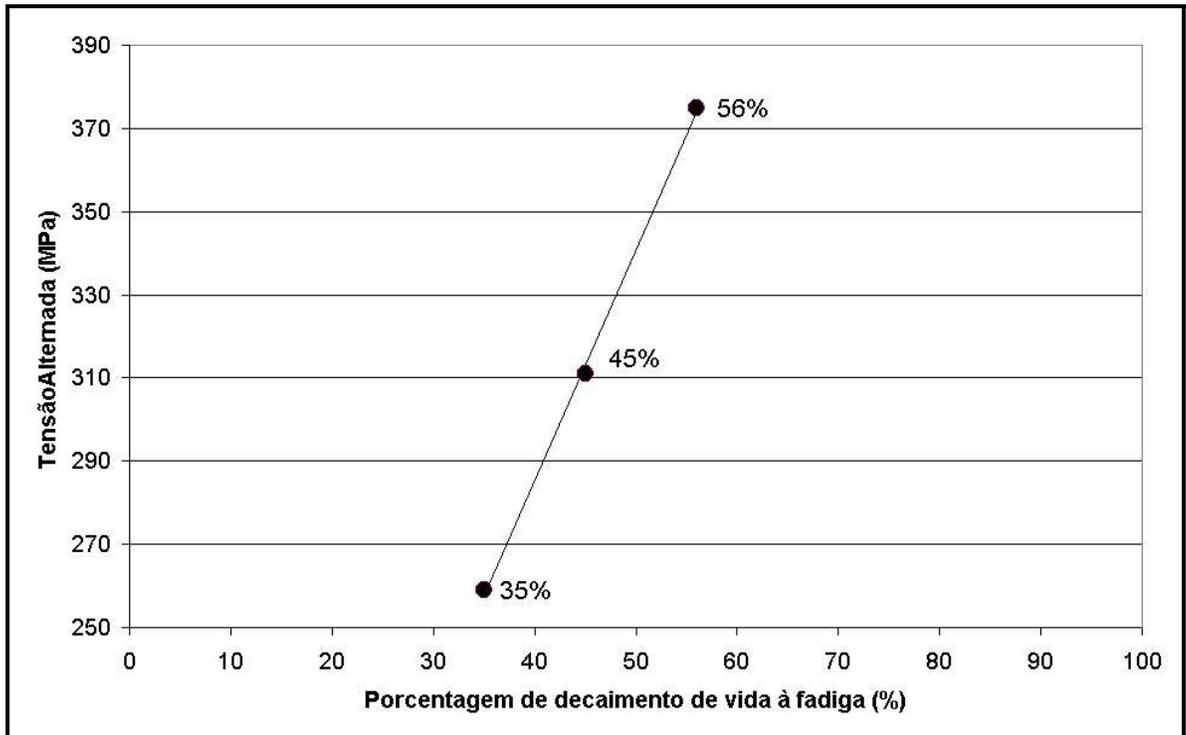


Figura 5.11 – Porcentagem de redução da vida à fadiga entre corpos-de-prova fadigados por Fadiga Mecânica e outros por Fadiga Mecânica mais Fadiga Térmica para probabilidade de falha de 50%, com corpos-de-prova soldados.

Uma explicação para esta inversão de tendência certamente requer maior investigação e mais ensaios, mas pode-se supor que o número inferior de corpos-de-prova soldados usados para levantar as curvas S-N-P pode ter causado um aumento da dispersão dos resultados e assim mostrado uma tendência invertida em relação aos corpos-de-prova sem solda

#### **5.4 Análises metalográficas e fractográficas dos corpos-de-prova**

Foram realizadas análises metalográficas do material como recebido. A Figura 5.12 revela a estrutura do corpo-de-prova número 2, típica para este grupo de corpos-de-prova. A estrutura consiste de grãos austeníticos equiaxiais com maclas e partículas de carbonetos dispersas pela matriz.

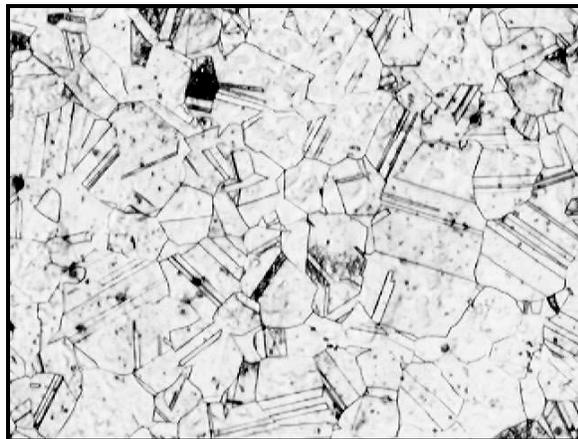


Figura 5.12 – Microestrutura típica do material AISI 304 como recebido (200X)

Foram realizadas análises metalográficas (Anexo 8) do material fadigado termicamente e mecanicamente e duas das microestruturas são apresentadas nas Figuras 5.13 e 5.14. Após a análise das Figuras 5.12, 5.13 e 5.14 não foi percebida nenhuma alteração relevante na microestrutura entre os corpos-de-prova fadigados termicamente e mecanicamente e o material como recebido. As metalografias do material soldado são apresentadas no Anexo 8.



Figura 5.13 – Microestrutura e região de fratura do corpo-de-prova n° 33 (200X) fadigado mecanicamente com uma tensão de 311 MPa durante 215.000 ciclos.

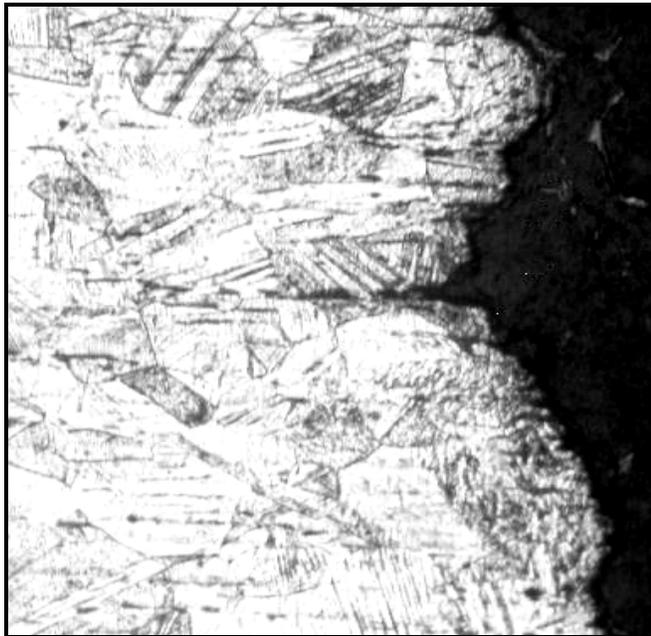


Figura 5.14 – Microestrutura e região de fratura do corpo-de-prova n° 137 (200X) submetido à Fadiga Térmica mais Fadiga Mecânica fraturado com 560.000 ciclos

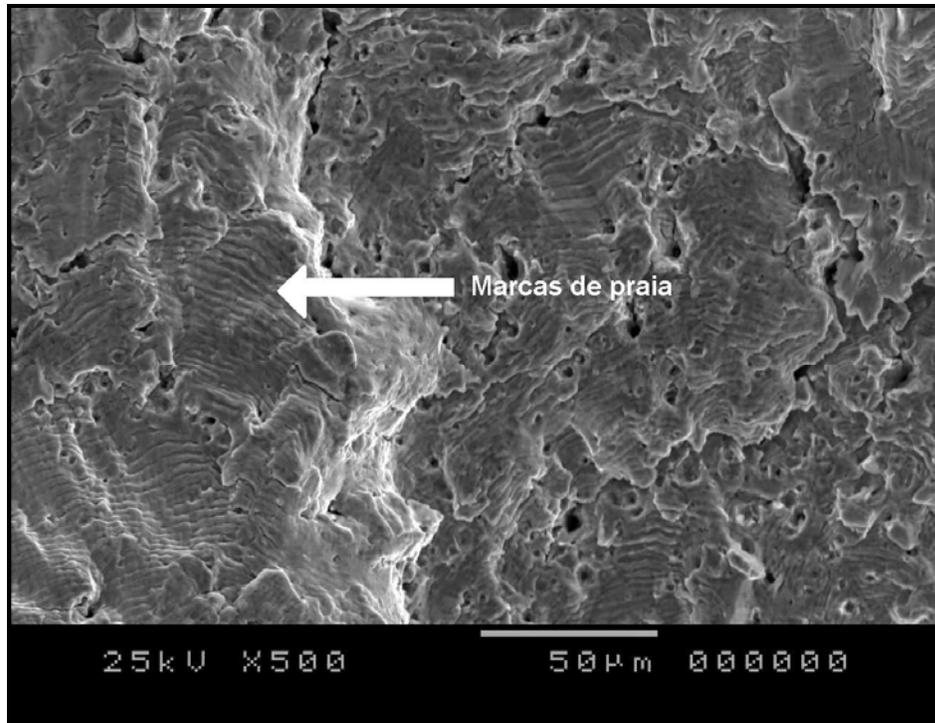


Figura 5.15 – Fractografia do corpo-de-prova n° 77 (500X) submetido a Fadiga Térmica mais Fadiga Mecânica fraturado com 37.000 ciclos

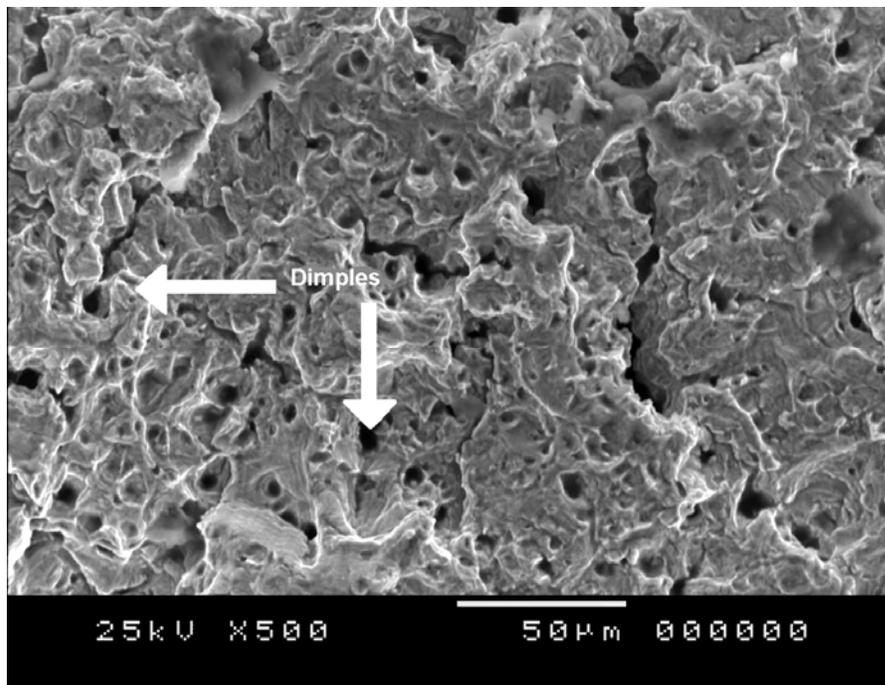


Figura 5.16 – Fractografia do corpo-de-prova n° 23 (500X) submetido à Fadiga Mecânica na tensão de 285 MPa e fraturado com 284.000 ciclos

As fractografias das Figuras 5.15 e 5.16 dos corpos-de-prova números 77 e 23 respectivamente mostram a característica dúctil do material (dimples), além da característica de falha por fadiga (marcas de praia).

### **5.5 Energia absorvida nos ensaios de tração**

Os ensaios de tração foram realizados segundo metodologia descrita no item 4.4.1 do Capítulo 4. É mostrado na Tabela 5.05 o dano térmico e/ou mecânico introduzido(s) nos corpos-de-prova antes do ensaio de tração e os resultados dos ensaios de tração, além do dano “Dw” introduzido pela fadiga (definido no Cap. 3 Item 3.11). A área sob a curva do ensaio é chamada Módulo de Tenacidade.

Tabela 5.05 – Dano aplicado aos corpos-de-prova e Ensaio de Tração.

CORPO-DE-PROVA	Dano Causado	Módulo de Tenacidade UT (MPa)	Tensão Escoamento (MPa)	Tensão máxima (MPa)	Alongamento (%)	Dw (dano)
CP 01	Virgem	9,563	429	609	108	Valor de referência tomado como a média destes, por se tratar de material virgem.
CP 02	Virgem	9,583	439	613	107	
CP 03	Virgem	9,421	439	607	106	
CP 04	Virgem	9,641	488	613	108	
CP 05	Virgem	9,722	454	615	108	
CP19	2.000.000 Ciclos Mec. na Tensão de 259 MPa	8,886	614	736	80	0,0730
CP 44	2.000.000 Ciclos Mec. na Tensão de 259 MPa	9,596	488	644	102	-0,001
CP 50	2.000.000 Ciclos Mec. na Tensão de 259 MPa	10,058	454	636	109	-0,0492
CP A	10.500 Ciclos Térmicos	7,799	650	754	69	0,1864
CP C	5.000 Ciclos Térmicos	7,981	575	722	74	0,1674
CP D	2.000 Ciclos Térmicos	8,478	614	742	77	0,1156
CP 91	2.000 Ciclos Térmicos + 2.000.000 Ciclos Mec. na Tensão de 311 MPa	8,037	614	742	73	0,1616
CP 135	2.000 Ciclos Térmicos + 2.000.000 Ciclos Mec. na Tensão de 259 MPa	7,957	576	722	75	0,1699
CP 36	2.000.000 Ciclos Mec. na Tensão de 311 MPa	8,876	634	732	82	0,0741
CP 67	2.000.000 Ciclos Mec. na Tensão de 311 MPa	9,975	444	631	110	-0,0406

São mostrados na Tabela 5.06 os resultados dos ensaios de tração realizados em diversos corpos-de-prova. O dano mecânico ou térmico causado em cada um destes corpos-de-prova é mostrado na Tabela 5.05. Os corpos-de-prova virgens têm números de 01 a 05. Os corpos-de-prova danificados exclusivamente por

Fadiga Mecânica têm números 19, 44 e 50. Os corpos-de-prova danificados exclusivamente por Fadiga Térmica referem-se aos de numeração A, C e D e os fadigados por Fadiga Térmica mais Fadiga Mecânica tem os números 36, 67, 91 e 135. Todos os valores apresentados na Tabela 5.05 para corpos-de-prova virgens estão dentro da faixa nominal do aço AISI 304. Pode-se observar, utilizando-se dos resultados dos corpos-de-prova danificados, que ocorreu endurecimento cíclico do material durante a Fadiga Térmica e a Fadiga Mecânica. As prováveis causas do endurecimento cíclico são discutidas no item 3.12.

Tabela 5.06 – Valores de ensaios de tração para o aço AISI 304 virgem e danificado mecanicamente e termicamente (para uma confiabilidade de 95%).

Material	Limite de Escoamento, $\sigma_{0,2}$ (MPa)	Limite de Resistência à Tração, $\sigma_u$ (MPa)	Alongamento (%)	Módulo de Tenacidade $U_T$ (Mpa)
Virgem	466±30	610±3,35	107,6±0,68	9,56±0,14
Danificado por Fadiga Mecânica	562±136	691±17	97±38	9,51±1,46
Danificado por Fadiga Térmica	613±93	739±40	73±10	8,08±0,87
Danificado por Fadiga Térmica mais Mecânica	567±13	707±81	85±27	7,99±0,50

O Módulo de Tenacidade ( $U_T$ ) se refere ao valor da área sob o gráfico tensão/deformação.  $U_T$  para o aço, varia de 12,3 MPa (aço com 0,13% de Carbono) até 0,05 MPa (ferro fundido), ambos sem tratamento térmico [Souza, 1974] e sua definição é apresentada na equação (5.1). A Tabela 5.05 mostra o valor de  $U_T$  para diversos corpos-de-prova.

$$U_T = \int_0^{\varepsilon_f} \sigma d\varepsilon \quad (5.1)$$

A expressão apresenta a relação entre o Módulo de Tenacidade “ $U_T$ ”, a tensão “ $\sigma_r$ ” e a deformação até a fratura “ $\varepsilon_f$ ”.

A Figura 5.17 apresenta que, na proporção em que se aumenta o dano por Fadiga Térmica, a área sob a curva tensão/deformação diminui, ou seja, a capacidade do material de absorver energia até a ruptura, ou Módulo de Tenacidade, diminui. O limite de resistência máxima do material tende a aumentar com o aumento do dano térmico, ou mesmo com qualquer tipo de dano por fadiga. Isso pode ser comprovado com o aumento da medida de dano  $D_w$  relativo ao aumento de ciclos térmicos (Tabela 5.05).

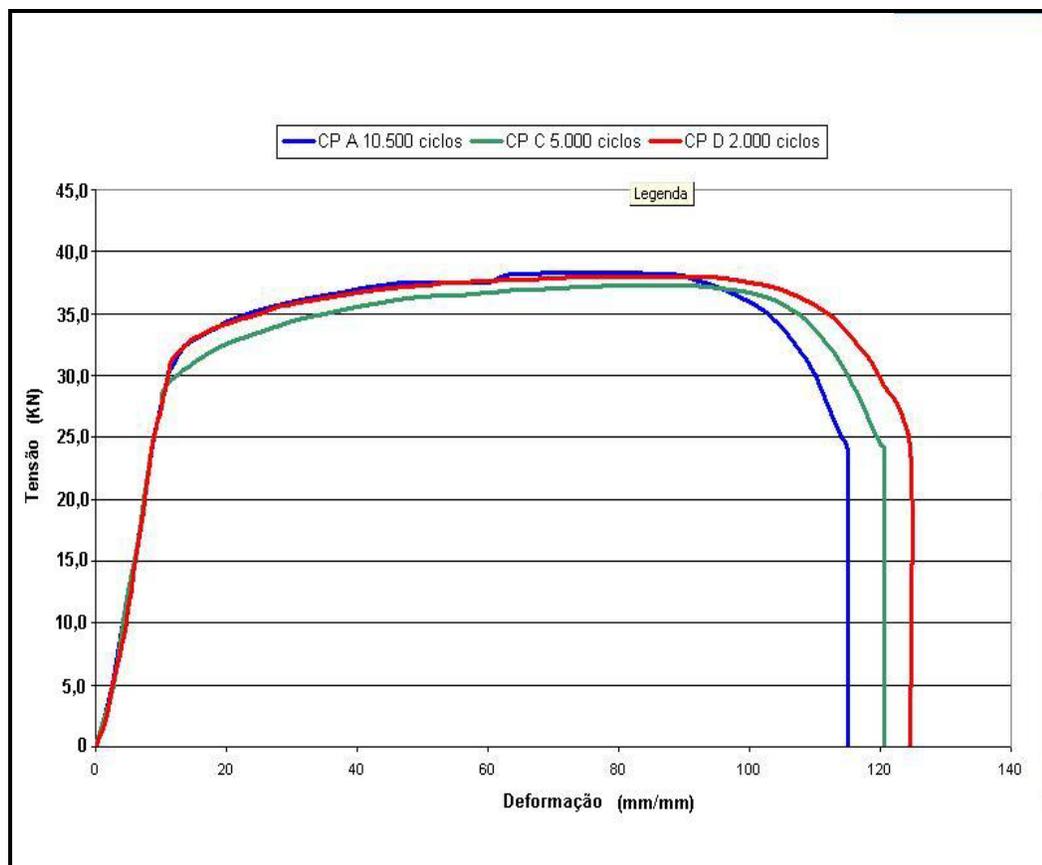


Figura 5.17 – Influência da Fadiga Térmica no Módulo de Tenacidade ( $U_T$ ) - sem Fadiga Mecânica.

A Figura 5.18 mostra a comparação entre dois corpos-de-prova representativos do material virgem (corpo-de-prova 1) e do material danificado termicamente e mecanicamente (corpo-de-prova 36). Nota-se que o tipo de curva para os corpos-de-prova virgens se diferem dos demais danificados por fadiga. Os corpos-de-prova virgens apresentam maior tenacidade com um Módulo de Tenacidade médio de  $9,56 \pm 0,14$  MPa e os corpos-de-prova danificados com  $7,99 \pm 0,50$  MPa (Tabela 5.05).

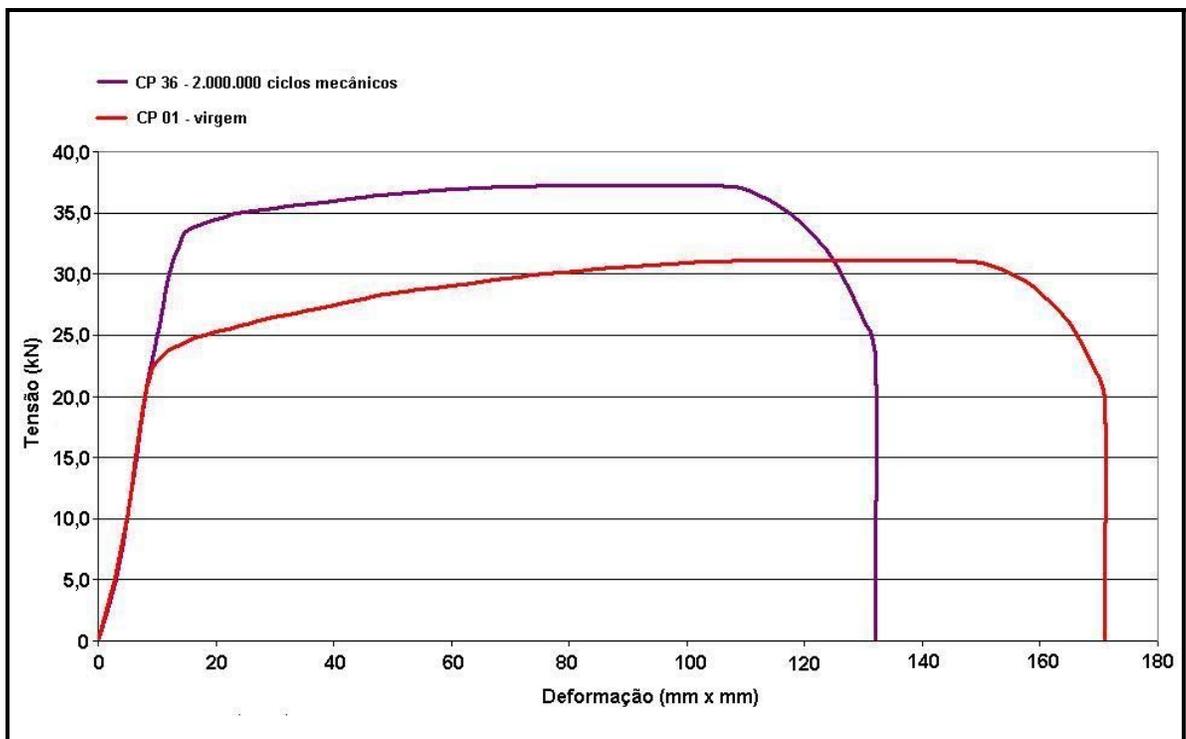


Figura 5.18 – Comparação entre os corpos-de-prova representativos do material virgens e fadigados termicamente e mecanicamente e sua relação com o Módulo de Tenacidade.

Os danos  $D_w$  dos corpos-de-prova A, C e D que sofreram apenas Fadiga Térmica são superiores aos danos dos corpos-de-prova 19, 44 e 50 que sofreram apenas Fadiga Mecânica. Nota-se também que o  $D_w$  de Fadiga Térmica mais Fadiga Mecânica do corpo-de-prova 135 é igual ao  $D_w$  térmico (corpo-de-prova D) mais o  $D_w$  de Fadiga Mecânica (corpo-de-prova 19).

## 5.6 Determinação dos Limites de Resistência à Fadiga

O Limite de Resistência à Fadiga foi determinado utilizando-se do método de regressão aplicados a dados experimentais conforme detalhado por Mansur [2002]. Os resultados obtidos encontram-se na Tabela 5.07.

Observa-se que os Limites de Resistência à Fadiga (LRF) são bastante semelhantes obtidos utilizando-se do modelo de regressão aplicados aos dados experimentais. Nota-se uma tendência de que o dano por Fadiga Térmica diminua os Limites de Resistência à Fadiga (LRF), se comparado ao dano por Fadiga Mecânica exclusiva. Em particular para os corpos-de-prova soldados, que têm os menores valores entre os corpos-de-prova pesquisados.

Associando os Limites de Resistência à Fadiga obtidos do “Up-And-Down” aplicados aos dados simulados [Araújo Júnior, 2005] com os valores empíricos tem-se um valor médio de  $252 \pm 10$  MPa para o LRF para o material virgem.

Tabela 5.07 - Comparação entre os valores do Limite de Resistência à Fadiga.

Tipo do método	Limite de Resistência à Fadiga - LRF (MPa)
Empírico, Bannantine [1990] – para o material virgem	259,6
Empírico, Cazaud [1957] – para o material virgem	242,6
Modelo de regressão aplicados aos dados experimentais Fadiga Mecânica	268
Modelo de regressão aplicados aos dados experimentais Fadiga Mecânica mais Fadiga Térmica	248
Modelo de regressão aplicados aos dados experimentais Fadiga Mecânica para corpos-de-prova soldados	116
Modelo de regressão aplicados aos dados experimentais Fadiga Mecânica mais Fadiga Térmica para corpos-de-prova soldados	112

As Figuras 5.19 e 5.20 mostram as curvas S-N-P para 1% e 50% de probabilidade de falha para a Fadiga Mecânica obtidas dos ensaios com os corpos-de-prova. Nota-se o Limite de Resistência à Fadiga, obtidos com o modelo de regressão aplicados aos dados experimentais, muito baixos para os corpos-de-prova soldados. Observa-se também que o Limite de Resistência à Fadiga para o material soldado foi reduzido em 43% para a Fadiga Mecânica e 45% para a Fadiga Térmica mais Fadiga Mecânica.

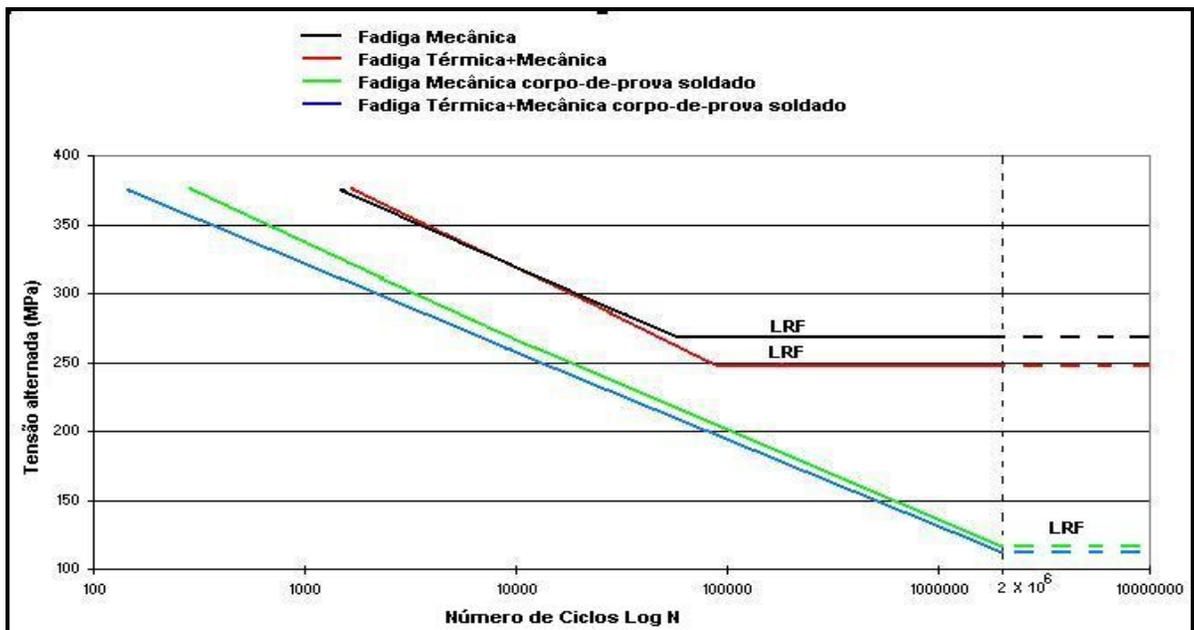


Figura 5.19 - Curvas SN de Fadiga Mecânica para todos os corpos-de-prova ensaiados para uma probabilidade de falha de 1% e Limite de Resistência à Fadiga proveniente do modelo de regressão.

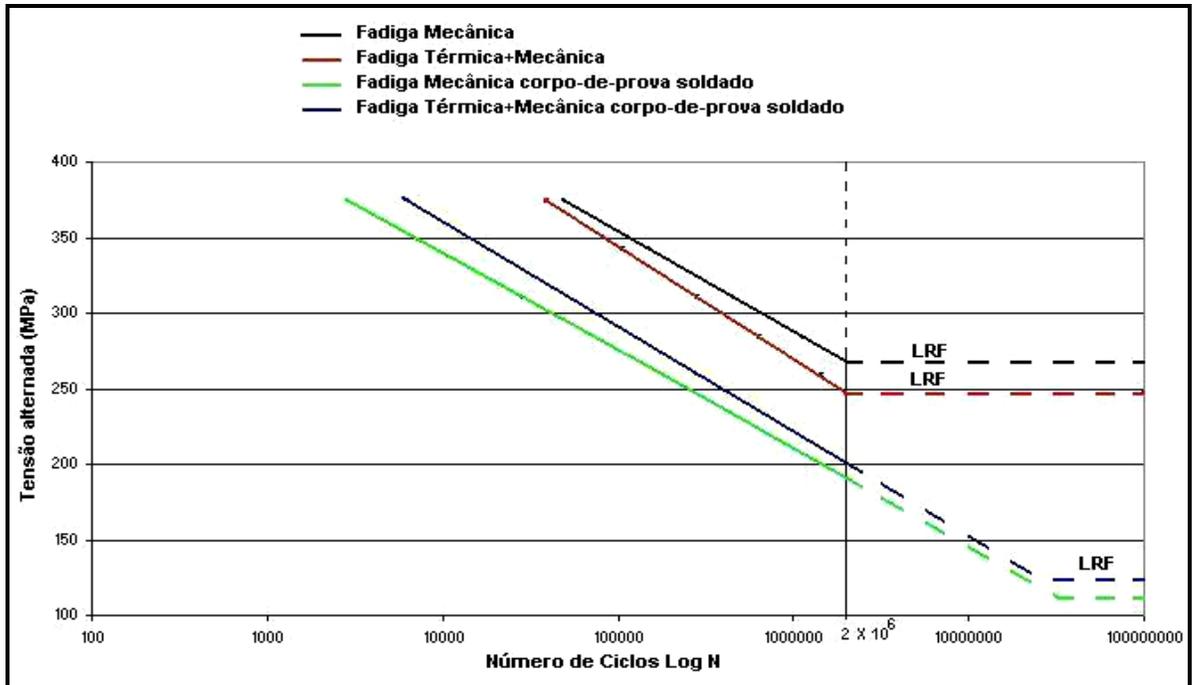


Figura 5.20 - Curvas S-N-P de Fadiga Mecânica para todos os corpos-de-prova ensaiados para uma probabilidade de falha de 50% e Limite de Resistência à Fadiga proveniente do modelo de regressão.

## 5.7 Durezas e micro-durezas

As durezas dos corpos-de-prova danificados por Fadiga Mecânica foram verificadas após o dano (Tabela 5.08), porém não se obteve uma conclusão clara se houve endurecimento ou amolecimento cíclico em comparação com o material virgem. A dureza média do material virgem foi de  $204 \pm 13$  HV e do material danificado por Fadiga Mecânica exclusivamente foi de  $203 \pm 17$  HV.

Tabela 5.08 – Dureza dos corpos-de-prova danificados por Fadiga Mecânica.

Tensão (MPa)	CP	Ciclos	Dureza Área Virgem	Dureza Área Danificada	Tipo de Fenômeno
375	4	4.844	185,3	232,3	Endurecimento Cíclico
375	8	125.016	241,3	232,3	Amolecimento Cíclico
375	72	1.410.122	228	233	Endurecimento Cíclico
343	74	8.739	194,6	181	Amolecimento Cíclico
343	15	37.041	191	216	Endurecimento Cíclico
343	75	798.120	245	241	Amolecimento Cíclico
311	30	109.976	190,6	162	Amolecimento Cíclico
311	29	760.304	182	175	Amolecimento Cíclico
311	26	2.000.000	219,6	208	Amolecimento Cíclico
285	46	44.655	176,3	191	Endurecimento Cíclico
285	43	285.939	200	162,6	Amolecimento Cíclico
285	44	2.000.000	211	237	Endurecimento Cíclico
259	62	293.047	177,3	158	Amolecimento Cíclico
259	54	821.195	188,6	178	Amolecimento Cíclico
259	2	2.000.000	230	230	Estável

## Capítulo 6 - Conclusões

O desenvolvimento do trabalho resultou nas seguintes conclusões:

- foi desenvolvido um equipamento para simulação de Fadiga Térmica que se mostrou adequado para produzir um dano térmico que pudesse ser medido por meio de outras propriedades mecânicas do material;
- o equipamento para simulação de Fadiga Térmica se mostrou confiável e estável quanto aos parâmetros do processo, como temperatura, tempo, e tração;
- estes parâmetros do equipamento podem alcançar uma ampla faixa, e são limitadas pela temperatura máxima admitida pelo termopar, a tensão máxima permitida pelo isolamento e a corrente contínua tolerada pela fonte;
- vários tipos de corpos-de-prova podem ser adaptados no equipamento, bastando para isso trocar as agarras;
- em razão do aquecimento ser por efeito ôhmico, os corpos-de-prova estão restritos a materiais condutores de eletricidade - para o uso de materiais não condutores, seria necessário a instalação de um forno radiante;
- O dano térmico produzido pela máquina (2.000 ciclos térmicos entre 250 a 500°C e tração de 74 MPa) causou o deslocamento das curvas S-N-P de Fadiga Mecânica para a esquerda, o que indicou uma redução de vida útil do material em até 47%, considerando-se 50% de probabilidade de falha do corpo-de-prova;
- Os corpos-de-prova soldados tiveram a pior performance entre todos os ensaios - além de sua resistência à Fadiga Mecânica ser inicialmente baixa, os danos térmicos provocaram a queda acentuada no Limite de Resistência à Fadiga de 43% em relação ao material virgem;

- os corpos-de-prova soldados tiveram uma grande dispersão de resultados quanto maior o nível de tensão flexo-rotativa, em relação ao mesmo ensaio com corpos-de-prova não soldados - uma explicação possível para este fenômeno está no fato de que o número de corpos-de-prova soldados para este ensaio, é bem menor que o número de corpos-de-prova não soldados, havendo assim uma natural dispersão dos resultados;
- a distribuição log-normal se mostrou a mais adequada para a distribuição dos testes de vida acelerada a Fadiga Térmica e Fadiga Mecânica;
- o material apresentou as características da fratura dúctil, porém não se pode identificar com precisão qual foi o modo de falha predominante com a introdução da Fadiga Térmica, se trinca intergranular, transgranular ou colapso plástico. Também a microestrutura apresentou-se inalterada com o dano térmico;
- com o dano térmico, o Limite de Resistência a Tração, o Limite de escoamento aumentaram ao passo que o Alongamento e a Tenacidade diminuíram, em relação ao corpo-de-prova virgem.
- os danos de Fadiga Térmica mais Fadiga Mecânica são cumulativos;
- a energia absorvida até a falha em ensaios de tração de corpos-de-prova danificados se apresentou menor que aquela para corpos-de-prova virgens, demonstrando a influência do dano no Módulo de Tenacidade.

## 6.1 Sugestões de trabalhos futuros

- Realizar ensaios de abertura de trinca por meio de spray de água sobre superfície quente, para isso, modificar a máquina de Fadiga Térmica.
- Realizar ensaios de abertura de trinca por meio de spray de água sobre a superfície do material base com revestimento de cobre de várias espessuras visando verificar o retardo do crescimento de trinca devido ao efeito do revestimento.
- Realizar ensaios de Fadiga Térmica em outros materiais e com tensões de tração diferentes.

## Capítulo 7 - Referências Bibliográficas

- Anthes, R.J., **“Modified Rainflow Counting Keeping the Load Sequence”**, *Int. J. Fatigue*, v.19, n.7, pág. 525-529, 1997.
- Araújo Júnior, P. E.; **“Influência de Solicitações Térmicas na Resistência à Fadiga do Aço AISI 304L”**, Dissertação de Mestrado, Escola de Engenharia, PUC Minas, – Belo Horizonte, 2005
- ASTM E 466-96; **“Standard practice for conducting force controlled constant amplitude axial fatigue test of metallic materials”**, 1996.
- ASTM E1823-96; **“Standard terminology relating to fatigue and fracture testing”**, 1996.
- Atwood, C. L.; Shah, V. N.; Galyean, W. J.; **“Analysis of Pressurized Water Reactor Primary Coolant Leak Events Caused by Thermal Fatigue”**; ESREL '99 - European Safety and Reliability Conference, Munich, Germany, 1999.
- Bannantine, J.A.; Comer, J.J.; Handrock, J.L.; **“Fundamentals of Metal Fatigue Analysis”**, 2ª ed., Prentice Hall, New Jersey, USA, 1990.
- Beck, T., Lang, K.H., Voehringer, O., Loehe, D.; **“Experimental analysis of the interaction of "Hot" and "Cold" volume elements during thermal fatigue of a cooled component made from AISI 316 L steel”**, *Zeitschrift fuer Metallkunde*, ISSN 0044-3093, v. 92(8), p. 875-88, Aug. 2001.
- Berling, J. T.; Slot, T.; **“Effect of Temperature and Strain Rate on Low-Cycle Fatigue Resistance of AISI 304, 316, and 348 Stainless Steels”**; *Fatigue at High Temperature*, ASTM STP 459, American Society for Testing and Materials, pp 3-30, 1969.
- Botvina, L.R.; Zharkova, N.A.; Murtazin, I.A.; Abramov, V.Y.; Krestnikov, N.S.; Limar, L.V. ; **“Effect of the Initial Condition on the Parameters of**

**Thermal Fatigue Failure of Austenitic Steel**”, Physics and Chemistry of Materials Treatment. ISSN:0264-729X. vol.31, no.5, P.506-13 Sept.-Oct. 1997.

- Carden, A. E.; **“Thermal Fatigue Evaluation”**; Manual on Low Cycle Fatigue Testing, ASTM STP 465, American Society for Testing and Materials, 1916 Race Street – Philadelphia, Pa., pp 163,1969.
- Catálogo Villares, **“Aços Austeníticos – Aços Martensíticos”**, referência: 2203.6, 1992.
- Cauzad, R.; **“Fatiga de los Metales”**, Aguilar, Madrid. 1957
- Coffin L.F.; **“A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stresses on a Ductile Metal”**, Trans. ASME, Vol.76, pp.931-950,1954.
- Collins, J.A.; **“Failure of Materials in Mechanical Design”**, 2° ed., New York, John Wiley & Sons, 1993.
- Cruz, J. R. B.; Lorenzo, R. F.; Mansur, T. R.; **“Gerenciamento de Envelhecimento e Extensão de Vida de Centrais Nucleares”**, IX Congresso Brasileiro de Energia / IV Seminário Latino-Americano de Energia, 2002, Rio de Janeiro. Soluções para a Energia no Brasil. Rio de Janeiro: COPPE/UFRJ, 2002 V.I., p.87, 1994.
- Deardorff; A.; **“Thermal Fatigue Management in RCS Un-isolable Piping”**, Fatigue Pro User’s Group Meeting, Denver, Colorado, Structural Integrity Associates Inc., February 2-3, 2004.
- Draper, N.R.; Smith, H.; **“Applied regression analysis”**, 3° ed. 706 p., New York, NY, John Wiley, 1998.
- EPRI Technical Report; **“Materials Reliability Program: Operating Experience Regarding Thermal Fatigue of Piping Connected to PWR Reactor Coolant Systems (MRP-85)”**, Revision 1 to 1001006; U.S. Department of Energy, April 2003.
- Fissolo, A.; Robertson, C.; Maillot, V.; **“Prediction of Crack Initiation and Growth under Thermal Fatigue”**; Thermomechanical Fatigue & Fracture, pág. 67-105. ISBN 1-85312-549-0. (USA - Book). 2002 WIT Press. ED.:

Computational Mechanics Inc., 25 Bridge Street, Billerica, MA 01821, USA, 2002.

- Forrest, P. G., Armstrong, K. B.; **“Joint International Conference on Creep”, Paper 1, Session 3-1.** Londres, Inst. Mech. Eng., 1965.
- Forrest, P. G.; **“Fatiga de los Metales”**, Editora URMO, Bilbao, Espanha, p. 281-286, 1972.
- Freitas, M. A.; Colosimo, E. A.; **“Confiabilidade: Análise de tempo de falha em testes de vida acelerados.”** TQC - Série Ferramentas da Qualidade, BH UFMG, 1997.
- Gelineau, O.; Escaravage, C.; Simoneau, J.P.; Faidy, C.; **“High Cycle Thermal Fatigue: Experience and State of the Art in French LMFRs”**; Translations, SMiRT 16, Washington DC, paper # 1311, p1-7, August 2001.
- Hakala, J.; Hänninen, H.; Aaltonen, P.; **“Stress Corrosion and Thermal Fatigue – Experiences and Countermeasures in Austenitic SS Piping of Finnish BWR Plants”**, Nuclear Engineering and Design 119, pp. 389-398, , North-Holland, 1990.
- Hasebe, C.; Asayama, T.; **“Microstructure Degradation in Stainless Steel Weld Metals Due to Thermal and Mechanical Histories”**, Materials Science Research International, Vol.3, No.3, pp. 178-184, 1997.
- Hayashi, M.; Enomoto, K.; Saito, T.; Miyagawa, T.; **“Development of Thermal Fatigue Testing Apparatus with BWR Water Environment and Thermal Fatigue Strength of Austenitic Stainless Steels”**, Nuclear Engineering and Design, ISSN 0029-5493 . v. 184(1), Aug 1998.
- Jansson, C.; **“Pipe Cracking Experience in Swedish BWR’s”** Int. J. Pres. Ves. & Piping, 656, pp. 277-282, 1996.
- Jiming, C.; Xu Z.; Qian J.; Pan C.; Jiang W.; Zhang Y.; Ma M.; **“Thermal fatigue test of austenitic stainless steels”**, p. 68-71, Southwestern Institute of Physics annual reports p. 140, 1993.

- Karzov, G.P.; Ulin, V.P.; Timofeev, B.T.; **“Some Approaches to the Evaluation of Permissible Technological Flaws in Welds of Equipment and Piping for Nuclear Power Plant”**, International Journal of Pressure Vessels and Piping, United Kingdom, ISSN 0308-0161, v. 52(1) p. 83-95, 1992.
- Kim, J.H.; Roidt, R.M.; Deardorff, A.F.; **“Thermal Stratification and Reactor Piping Integrity”**; Nuclear Engineering and Design, Netherlands, ISSN 0029-5493, v. 139(1), p. 83-95, 1993.
- King, R. H., Smith, A.I.; **“Thermal-Fatigue Process and Testing Techniques: A Review of Progress since 1960”**, National Engineering Laboratory, Materials Group, High-Temperature Materials Division, East Kilbride, Glasgow, 1966.
- Kleinöder, W.; Golembiewski, H.J.; **“Monitoring for Fatigue – Examples for Unexpected Component Loading”**, Transactions SMiRT aa6, Washington DC, paper # 1175, p. 1-8, August 2001.
- Knotek, O. et al; **“PVD Coatings for Die casting Mounds”**, Surface and Coatings Technology, pág. 630-634, 1993.
- Li, G.; Li, X.; Wu, J.; **“Study of the Thermal Fatigue Crack Initial Life of H13 and H21 Steels”**, Journal of Materials Processing Technology 74 pp. 23-26, 1996
- Liu, F.; Ai, S.H.; Wang, Y.C.; Zhang, H.; Wang, Z.G.; **“Thermal-Mechanical Fatigue Behavior of a Cast K417 Nickel-Based Superalloy”**, Int. J. Fatigue, v.24, n.8, pág. 841-846, 2002.
- Majors, H.; **“Final Rep. (AD 277107)”**, Dept. Mech. Eng., Seattle Univ., 1962.
- Maneschy, E.; Suanno, R.; **“Fatigue Evaluation In Piping Caused By Thermal Stratification”**, Proceedings of the International Conference on Fatigue of Reactor Components, Napa, USA, Ago 2000.
- Manson, S.S.; **“Behavior of Materials Under Conditions of Thermal Stress”**, Heat Transfer Symposium, University of Michigan Engineering Research Institute, pp. 9-75, 1953.

- Manson, S.S.; Halford, G.R; **“Practical Implementation of the Double Linear Damage Rule and Damage Curve Approach for Treating Cumulative Fatigue Damage”**, Int. J. Fract., pág. 169-172, 1981.
- Manson, S.S.; Hirschberg, M.H.; **“Fatigue: An Interdisciplinary Approach”**, Syracuse University Press, Syracuse, N.Y., pág. 133, 1964.
- Mansur, T. R.; **“Estudo de Fadiga e Acúmulo de Danos em Aço SAE 8620”**, Tese de Doutorado, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG, Brasil, 2002.
- Mansur, T.R. et al; **“Limite de Resistência à Fadiga: Uma nova proposta para sua determinação”**, XII ENFIR – Encontro Nacional de Física de Reatores e Termo-hidráulica, Anais em Cd-rom, 2000.
- Marquis, G.; Solin, J.; **“Thermal Fatigue of NPP Components Potential Multiaxial, Environmental and Small Cycles Effects”**, VTT Manufacturing Technology, Espoo, Finland, 2001.
- Petersen, C.; Rubiolo, G. H.; **“High Temperature Thermal Fatigue of AISI 316L Steel”**, Journal of Nuclear Materials 179-181 North-Holland, p. 488-491, 1991.
- Pinto, J.M.A.; **“Modelagem de Testes Acelerados com Esforço Aplicado em Níveis em um Estudo de fadiga Mecânica”**, Tese de Doutorado IPEN – USP, São Paulo, 2004.
- Price, A. T.; Elder, W. J.; **“Journal Iron Steel Inst. 204, 594”**, 1966.
- Puglia, A. D.; Manfredi, E.; Tomassetti, G.; **“High Temperature Fatigue Experiments on Welded Stainless Steel Tubular Elements”**; 4<sup>a</sup> Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, San Francisco, pg. 1-10, 15-19 august 1977.
- Rau, K.; Beck, T.; Löhe, D.; **“Isothermal, Thermal-mechanical and Complex Thermal-mechanical fatigue Tests on AISI 316L Steel – A Critical Evaluation”**, Materials Science and Engineering A345 pp.309-318, Elsevier, 2003.

- Roos, E.; Herter, K.H.; Otremba, F.; Metzner, K.J.; **“Effects Of Thermal Loads To Stress Analysis And Fatigue Behavior”**; Transactions, SMiRT 16, Washington DC, paper # 1726, p. 1-12, August 2001.
- Sehitoglu. H.; **“Thermo-Mechanical Fatigue Life Prediction Methods”**, Advances in Fatigue Lifetime techniques, ASTM STP 1122, American Society for Testing Materials, Philadelphia, pp. 47-76, 1992.
- Shi, H.J.; Wang, Z.G.; Su, H.H.; **“Thermomechanical Fatigue of a 316L Austenitic Steel at Two Different Temperature Intervals”**, Scripta Materialia . ISSN 1359-6462, v. 35(9), p. 1107-1113, 1 Nov 1996.
- Shimakawa, T.; Take, K.; Uno, M.; Takamatsu, S.; **“Development of the Evaluation Method for Crack Propagation due to Thermal Striping”**, Nuclear Engineering and Design, Netherlands. ISSN 0029-5493, v. 138(3), p. 283-296, Dec 1992.
- Shivpuri, M.; **“A Study of Erosion in Diecasting Dies by Multiple Pin Accelerated Erosion Test”**, Journal of Material Eng. and Performance, pág. 145-153, 1995.
- Sousa, S. A.; **“Ensaaios Mecânicos de Materiais Metálicos”**, Edgard Blucher, Ed. da Universidade de São Paulo, São Paulo, 1974.
- Spera, D. A.; **“What is a Thermal Fatigue”**, Thermal Fatigue of Materials and Components, ASTM STP 612, American Society for Testing and Materials, pp. 3-9, 1976
- Suresh, S.; **“Fatigue of Materials”**, 2° ed., Boston, Cambridge Press, 1998.
- USNRC; **“Thermal Stresses In Piping Connected to Reactor Coolant System”**, Bulletin 88-08 and Supplements 1,2, and 3, U.S. Nuclear Regulatory Commission, June 22, 1988.
- Virkkunen, I.; **“Thermal Fatigue of Austenitic and Duplex Stainless Steels”**, Dissertation for the degree of Doctor of Science, Helsinki University of Technology, DME, Finland 2001.

- Ware, J. A. G.; **“Reactor Coolant System – RCS Degradation Mechanisms – Thermal Fatigue”**, International Atomic Energy Agency, Mission on Piping Integrity, CDTN/CNEN Belo Horizonte – Brazil, Fev. 2003.
- Yu, M.; **“Effects of Molten Aluminum on H13 Dies and Coatings”**, Journal of Material Eng. and Performance, pág. 175-181, 1995.
- Zauter, R.; Christ, H.J.; **“Some Aspects of Thermomechanical Fatigue of AISI 304L Stainless Steel”**; Metallurgical Transactions, A (Physical Metallurgy and Materials Science) (United States), ISSN 0360-2133, v. 25(2), p. 401-406, Feb 1994.
- Zuchowski, R.; **“Analysis of the Thermal Fatigue Process”**, Journal of Materials Processing Technology, v. 106, pág. 167-172, Elsevier, 2000.

**Anexo 1 - Incidentes com vazamento do refrigerante em  
Reatores Nucleares tipo PWR atribuídos à Fadiga Térmica  
[Atwood et al, 1999]**

Usina	Data do evento	Inicio da criticalidade	¹Fabricante do sistema nuclear de suprimento de vapor	Sistema de tubos/ ²Geometria	Trinca passante	
					Localização	Tamanho
Cristal River 3	1/82	1/77	B&W	Reposição/injeção de alta pressão  HwTSV	Solda entre válvula de checagem e terminação	Trinca circunferencial de 140°; dois sites de iniciação de trinca :um sobre o lado externo e outro sobre lado interno
Obrigheim	6/86	9/68	Siemens	Química e controle de volume  UHV	Solda entre bocal RCS e primeiro cotovelo	Trinca com 69 mm de extensão circunferencial na parede interna e 13 mm na parede externa
Farley 2	12/87	5/81	W	Sistema de Injeção  UHV	ZTA da emenda do tubo com o cotovelo	Trinca com extensão de 120° circunferencial na parede interna e 25 mm na parede externa
Tihange 1	6/88	2/75	ACLF	Sistema de Injeção  UHV	Metal de base do cotovelo	Trinca com comprimento de 89 mm na parede externa e 38 mm na parede externa
Genkai 1	6/88	1/75	MHI	Linha de remoção de calor residual  DHV	ZTA da emenda do tubo com o cotovelo	Trinca com comprimento de 96 mm na parede externa e 1,52 mm na parede externa

Dampierre 2	9/92	12/80	Framatome	Sistema de Injeção  UHV	Solda entre válvula de checagem e tubo e metal de base do tubo reto	Trinca com comprimento de 109 mm na parede externa e 25 mm na parede externa
Loviisa 2	5/94	10/80	AEE	Linha de Spray auxiliar  UHTUHV	Linha de pressurização auxiliar do spray  Corpo da válvula de controle	Trinca com comprimento de 79 mm ao longo da superfície horizontal e 25 mm ao longo da superfície vertical do corpo da válvula
Biblis B	2/95	3/76	Siemens	Química e controle de volume  UHV	Metal de base do tubo reto e solda entre tubo e "T"	Trinca com extensão de 51 mm axialmente na parede interna e 20mm na parede externa
Three Mile Island 1	9/95	6/74	B&W	Linha de drenagem da perna fria  DHHTV	Solda entre um cotovelo de 90° e uma linha horizontal	Trinca com extensão de 51 mm circunferencial na parede interna e 14 mm na parede externa
Dampierre 1	12/96	3/80	Framatome	Injeção de segurança  IUzHV	Metal de base em parte reta do tubo	Trinca com extensão de 79 mm circunferencial na parede interna e 23 mm na parede externa
Loviisa 2	1/97	10/80	AEE	Linha de drenagem da perna quente  DTHV	Solda entre uma peça "T" e uma redução	Trinca circunferencial com 65° e 25 mm de comprimento
Oconee 2	4/97	11/73	B&W	Reposição/injeção de alta pressão  HwTSV	Solda do tubo na terminação	Trinca circunferencial com 360° na parede interna e 77° na parede externa

Civaux 1	5/98	12/97	Framatome	Linha de remoção de calor residual  N/A	Do lado longitudinal da solda no cotovelo (isolado)	177 mm de comprimento na parede externa e 254 mm na parede interna
Mihama 2	4/99	4/72	MHI	Letdown adicional / química e controle de volume  DHV	Metal de base do primeiro cotovelo abaixo da perna de cruzamento	25 mm de comprimento na parede interna e 6 mm na parede externa
Tsuruga 2	7/99	7/87	MHI	Química e controle de volume  N/A	Metal de base do cotovelo entre os estágios do trocador de calor regenerador (isolado)	Trinca longitudinal na parede interna com comprimento de 152 mm e na parede externa com 47 mm.
Oconee 1	2/00	4/73	B&W	Drenagem da perna fria  DHDHV	Metal de base do cotovelo	Trinca com 13 mm de comprimento na parede interna e 5 mm na parede externa

<sup>1</sup>ACLF = ACLF Group (Consortium of Association des Ateriers de Carleroi et de Cockeril Ougree, Creusot-Loire, Westinghouse Electric Energy Systems Europe, and Westinghouse Nuclear Europe)

AEE = Atomenergoexport

MHI = Mitsubishi Heavy industries

B&W = Babcock & Wilcox

W = Westinghouse

CE = Combustion Engineering

<sup>2</sup>Geometria – A configuração é descrita a partir da alça de refrigeração do reator. As letras indicam como a seguir:

H = Horizontal piping run (tubo de serviço horizontal).

D = Downward run (tubo de serviço descendente)

U = Upward run (tubo de serviço ascendente)

ldz = inclined downward. normal to reactor coolant loop (tubo de serviço inclinado descendente)

luz = Inclined upward, normal to reactor coolant loop (tubo de serviço inclinado ascendente)

V = Valve (Válvula)

wTS = With thermal sleeve (com luva térmica)

T = Tee (Tê)

## **Anexo 2 - Normas Utilizadas**

Os testes para caracterização do material e para os ensaios de fadiga propriamente dito serão baseados em normas ASTM e DIN. As principais normas a serem utilizadas e consultadas são [Mansur, 2002a]:

### Caracterização do Material

#### **Normas ASTM:**

- E 2 – Methods of preparation of micrographs of metals and alloys (including recommended practice for photography as applied to metallography); replaced by E 883.
- E 3-95 – Methods of preparation of metallographic specimens, 03.01.
- E 10-93 – Test method for Brinell hardness of metallic materials, 03.01.
- E 92-82 (1992) – Test method for Vickers hardness of metallic materials, 03.01.
- E 11-96 – Test methods for determining the average grain size, 03.01.
- A 370-95 – Test methods and definitions for mechanical testing of steel products, 01.01, 01.02, 01.03, 01.04, 01.05.
- A 515-3.4.1 – Specification of pressure vessel plates, carbon steel, for intermediate and higher – temperature service, 01.04.

### Ensaio de Fadiga

#### **Normas ASTM:**

- E 466-95 – Practice for conducting force controlled constant amplitude axial fatigue tests of metallic materials, 03.01.
- E 467-90 – Practice for verification of constant amplitude dynamic loads on displacements in a axial load fatigue testing machine, 03.01.
- E 469-90 – Practice for presentation of constant amplitude fatigue test results for metallic materials, 03.01.

- E 606-92 – Practice for strain-controlled fatigue testing, 03.01.
- E 739-91 – Practice for statistical analysis of linear of linearized stress-life (S-N) and strain-life (E-N) fatigue data, 03.01.
- E 1045-85 (1990) – Practice for cycle counting in fatigue analysis, 03.01.
- E 1150-7 (1993) – Definitions of terms relating to fatigue, 03.01.

**Normas DIN:**

- DIN 50100 – Ensaio de fadiga, conceitos, sinais, execução, avaliação.
- DIN 50113 – Ensaio de flexão rotativa (ensaio de flexão alternada com amostra em revolução).

Após os corpos-de-prova sofrerem o efeito de fadiga, serão executados testes de dureza, tração e serão feitos ensaios metalográficos objetivando a comparação com os resultados obtidos do material como recebido.

## Anexo 3 - Carta da Eletronuclear e da Marinha do Brasil expressando interesse no projeto sobre Fadiga Térmica

 <b>FAX</b>	Para:	Tanius R. Mansur	NY Data:	24/08/2004
	Orgão:		Remetente:	Lúcio Ferrari
	Dest:		Sender:	
	Empresas:	CDTN	Orgão / C. Custo:	GANT
	Country:		Dept./Account:	
	Local:	Belo Horizonte	Empresa:	<b>ELETRONUCLEAR</b>
	Location:		Company:	
	Telefone:		Local:	Rio de Janeiro
	Telephone:		Location:	
	Tele-FAX:	21- 25687287	Telefone:	21-25687608
Fax No:		Telephones:		
Numero de paginas:	01	Tele-FAX:	21-25687287	
Inclusive está:		Fax No:		
Number of pages (including this one):				

Assunto: Pesquisa na Área de Fadiga Térmica

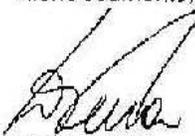
Caro Tanius,

Dentro da constante troca de informações entre a Eletronuclear e o CDTN, ficamos cientes do desenvolvimento de um projeto de cooperação entre UFMG - PUC-Minas e CDTN, e o aporte financeiro dado por estas três entidades mais a Fundep, que está possibilitando a implantação da área de Fadiga Térmica (FT), com a construção e adaptação de equipamentos essenciais ao desenvolvimento de novos trabalhos na área de integridade estrutural.

Por conta disso, vimos por meio desta informar o interesse da Eletronuclear no desenvolvimento do referido projeto de cooperação, posto que seus resultados podem ser usados para caracterizar o comportamento de materiais e de componentes das usinas de Angra. Assim, seria de grande valia para a Eletronuclear a complementação da pesquisa visando: a) determinar a taxa de propagação de trincas no material de tubulações, tanto nas partes soldadas como no material base nas condições de operação específicas das usinas; b) estudo experimental e numérico das tensões, deformações e efeitos em tubulações submetidas ao fenômeno de estratificação térmica.

No aguardo de um pronunciamento, e para dar prosseguimento à troca de informações necessárias ao desenvolvimento da referida pesquisa,

Atenciosamente,



Lúcio Ferrari  
Gerência de Análise de Tensões



**MARINHA DO BRASIL**

**CENTRO TECNOLÓGICO DA MARINHA EM SÃO PAULO**

Av. Profº Lineu Prestes, 2468- Cidade Universitária

05508-000 – São Paulo – SP

Tel.: (11)3817-7233 - secom@ctmsp.mar.mil.br

Carta nº 55/2004

São Paulo, 01 de outubro de 2004.

Ao Senhor

**Dr. TANIUS RODRIGUES MANSUR**

Chefe da Divisão da Engenharia Nuclear e Ciência dos Matérias

CDTN - Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear

Rua Prof. Mario Werneck, s/n - UFMG -CP-941

30123-970 - Belo Horizonte/MG

**Assunto: "Estudo da Propagação de Rede de Trincas em Soldas de Tubulações Classe 1 de Reatores Nucleares Tipo PWR Devido à Fadiga Térmica "**

Senhor Diretor,

1. Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo, tem interesse no estudo que o CDTN juntamente com a UFMG estão submetendo um projeto junto ao CNPq intitulado "Estudo da Propagação de Rede de Trincas em Soldas de Tubulações Classe 1 de Reatores Nucleares Tipo PWR Devido à Fadiga Térmica ". Os objetivos principais deste trabalho estão relacionados abaixo:

- a) Estudar e caracterizar os danos causados às tubulações por fadiga térmica com origem no fenômeno da estratificação térmica.;
- b) Estudar a fadiga térmica originada no fenômeno de estratificação térmica no bocal de injeção do gerador de vapor de uma central nuclear.
- c) Levantar as curvas S-N do material para estudos comparativos das características mecânicas do aço virgem e do aço submetido ao fenômeno de estratificação térmica;
- d) Desenvolver um modelo numérico que possa simular o comportamento da tubulação, quando submetida a carregamentos decorrentes da estratificação térmica;
- e) Avaliar a iniciação e o crescimento de trincas por Fadiga Térmica no aço AISI 304 em ambiente do circuito primário RHR (Residual Heat Removal) do reator nuclear de Angra 1;
- f) Implantação de metodologia para análise do comportamento frente à Fadiga Térmica do aço AISI 304 soldado ou não, em condições do circuito RHR (Residual Heat Removal de Angra 1;

**Anexo 4 - Análise química do corpo-de-prova soldado regiões AM1 (solda), AM2 (ZTA) e AM3 (metal base) pelo método analítico Via Úmida – Absorção Atômica**

 Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear	
<b>CERTIFICADO DE ANÁLISE</b>	
NÚMERO <b>EC4</b>	
PAGINA <b>1/1</b>	
CLIENTE / SOLICITANTE <i>Álvaro</i>	REFERÊNCIA / PROCEDÊNCIA: <i>CDTN</i>
MATERIAL RECEBIDO <i>03 amostras</i>	MÉTODO ANALÍTICO: <i>Via Úmida-Absorção Atômica</i>
SERVIÇO SOLICITADO: <i>Análise Química</i>	

Amostra	Fe(%)	Cr(%)	Ni(%)
AM1	71,4	17,9	10,2
AM2	73,0	17,9	8,87
AM3	73,0	17,3	8,51

Belô Horizonte, 24 de Abril de 2006.

Liliani / Luiz Carlos  
Executor (es)

  
 Luiz Carlos da Silva  
 Responsável Técnico – CRQ 02402024

## Anexo 5 - Tabela dos corpos-de-prova soldados

Corpo-de-prova número:	Origem:	Fadiga Térmica (Ciclos)	Tensão (MPa)	Fadiga Mecânica (Ciclos)
S1	Chapa 1	2000	375	3642
S2	Chapa 2	2000	375	3453
S3	Chapa 3	2000	375	2675
S4	Chapa 1	2000	259	364.408
S5	Chapa 2	2000	259	603.203
S6	Chapa 3	2000	259	91.388
S7	Chapa 1	2000	259	227.174
S8	Chapa 2	2000	259	1.366.067
S9	Chapa 3	2000	259	8.373
S10	Chapa 1	2000	259	148.236
S11	Chapa 2	2000	259	75.273
S12	Chapa 3	2000	311	6.811
S13	Chapa 1	2000	311	36.258
S14	Chapa 2	2000	311	8.628
S15	Chapa 1	---	375	5.265
S16	Chapa 1	---	375	6.458
S17	Chapa 2	---	259	871.301
S18	Chapa 3	---	259	79.011
S19	Chapa 1	---	259	744.742
S20	Chapa 2	--	259	2.000.000

S21	Chapa 3	---	259	91.019
S22	Chapa 3	---	311	32.682
S23	Chapa 3	---	311	139.393
S24	Chapa 3	---	259	22.945
S25	Chapa 1	---	311	50.204
S26	Chapa	---	Ensaio de tração	
S27	Chapa	---	Ensaio de tração	

**Anexo 6 - Dados de ciclos rodados até a falha de corpos-de-prova submetidos exclusivamente à Fadiga Mecânica**

<b>Nr.Corpo-de-Prova</b>	<b>MPa</b>	<b>Ciclos</b>	<b>CP</b>
3	375	251013	1/6
4	375	4844	2/6
5	375	266839	3/6
6	375	173857	4/6
7	375	210689	5/6
8	375	125016	6/6
10	343	29635	1/9
12	343	58212	2/9
13	343	36198	3/9
14	343	29971	4/9
15	343	37041	5/9
16	343	149734	6/9
18	343	455233	7/9
20	343	24766	8/9
21	343	263484	9/9
17	311	2000000	1/12
24	311	364017	2/12
26	311	2000000	3/12
28	311	2000000	4/12
29	311	760340	5/12
30	311	109976	6/12
31	311	134097	7/12
32	311	426457	8/12
33	311	215792	9/12
34	311	251023	10/12
35	311	86093	11/12
36	311	2000000	12/12
9	285	2000000	1/18
11	285	2000000	2/18
22	285	333375	3/18
23	285	284960	4/18
25	285	240300	5/18
27	285	239690	6/18

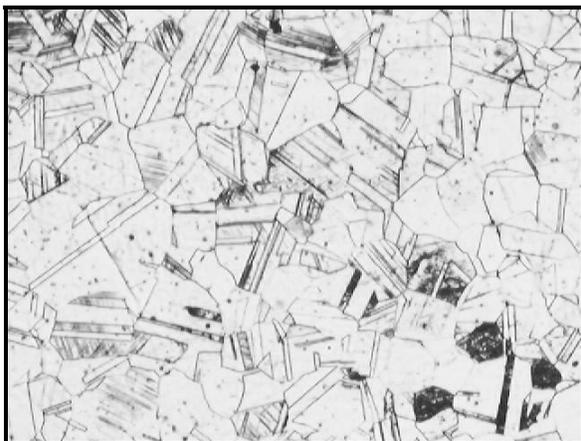
<b>Nr.Corpo-de-Prova</b>	<b>MPa</b>	<b>Ciclos</b>	<b>CP</b>
37	285	290580	7/18
38	285	2000000	8/18
39	285	2000000	9/18
40	285	288214	10/18
41	285	149308	11/18
42	285	1155175	12/18
43	285	285939	13/18
44	285	2000000	14/18
45	285	2000000	15/18
46	285	44655	16/18
47	285	2000000	17/18
48	285	258085	18/18
1	259	465213	1/25
2	259	2000000	2/25
19	259	2000000	3/25
49	259	2000000	4/25
50	259	2000000	5/25
51	259	1621531	6/25
52	259	2000000	7/25
53	259	2000000	8/25
54	259	821195	9/25
55	259	913338	10/25
56	259	2000000	11/25
57	259	2000000	12/25
58	259	2000000	13/25
59	259	2000000	14/25
60	259	2000000	15/25
61	259	2000000	16/25
62	259	293047	17/25
63	259	798410	18/25
64	259	1490633	19/25
65	259	2000000	20/25
66	259	813372	21/25
67	259	2000000	22/25
68	259	854351	23/25
69	259	1991420	24/25
70	259	2000000	25/25

**Anexo 7 - Dados de ciclos rodados até a falha de corpos-de-prova submetidos à Fadiga Térmica e Fadiga Mecânica**

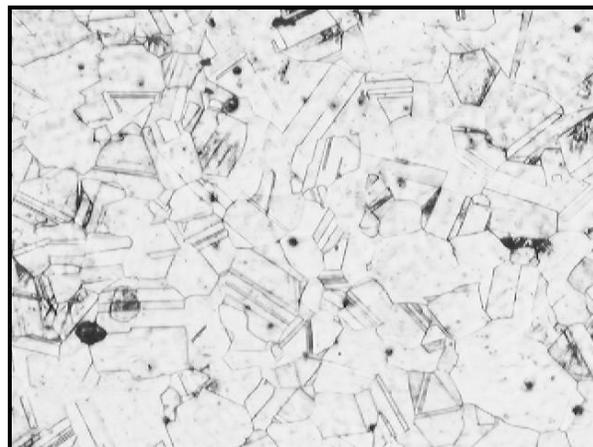
<b>Nr.Corpo-de Prova</b>	<b>MPa</b>	<b>Ciclos</b>	<b>CP</b>
71	375	31.485	1/6
76	375	40.301	2/6
77	375	36.710	3/6
78	375	14.146	4/6
79	375	86.220	5/6
80	375	7.951	6/6
81	343	689.586	1/9
82	343	18.997	2/9
83	343	96.788	3/9
84	343	2.000.000	4/9
85	343	191.594	5/9
86	343	809.121	6/9
87	343	369.649	7/9
88	343	25.469	8/9
89	343	21.511	9/9
90	311	1.995.881	1/12
91	311	2.000.000	2/12
92	311	1.883.635	3/12
93	311	679.753	4/12
94	311	538.714	5/12
95	311	120.744	6/12
96	311	108.284	7/12
97	311	61.064	8/12
98	311	1.159.637	9/12
99	311	82.974	10/12
100	311	384.700	11/12
101	311	144.215	12/12
102	285	424.072	1/18
103	285	273.276	2/18
104	285	418.464	3/18
105	285	569.546	4/18
106	285	158.427	5/18
107	285	272.781	6/18

<b>Nr.Corpo-de Prova</b>	<b>MPa</b>	<b>Ciclos</b>	<b>CP</b>
108	285	68.686	7/18
109	285	666.426	8/18
110	285	41.207	9/18
111	285	145.975	10/18
112	285	432.757	11/18
113	285	1.224.791	12/18
114	285	108.494	13/18
115	285	266.141	14/18
116	285	259.737	15/18
117	285	596.254	16/18
118	285	856.119	17/18
119	285	422.435	18/18
120	259	2000000	1/25
121	259	2000000	2/25
122	259	2000000	3/25
123	259	2000000	4/25
124	259	2000000	5/25
125	259	685639	6/25
126	259	2000000	7/25
127	259	196073	8/25
128	259	678368	9/25
129	259	2000000	10/25
130	259	2000000	11/25
131	259	244970	12/25
132	259	392353	13/25
133	259	2000000	14/25
134	259	373776	15/25
135	259	2000000	16/25
136	259	567008	17/25
137	259	591415	18/25
138	259	638385	19/25
139	259	2000000	20/25
140	259	1948283	21/25
141	259	2000000	22/25
142	259	2000000	23/25
143	259	769416	24/25
144	259	2000000	25/25

## Anexo 8 - Metalografias e fractografias de corpos-de-prova submetidos à Fadiga Térmica e Fadiga Mecânica



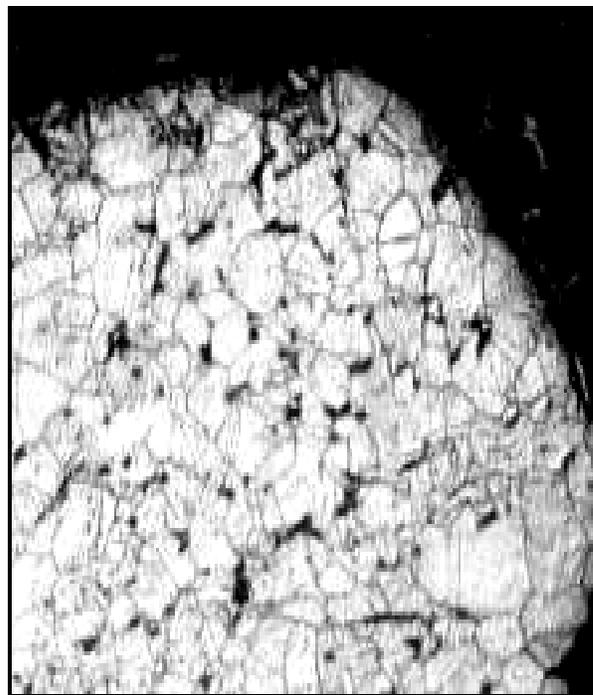
Metalografia do corpo-de-prova n° 4 material virgem (200X)



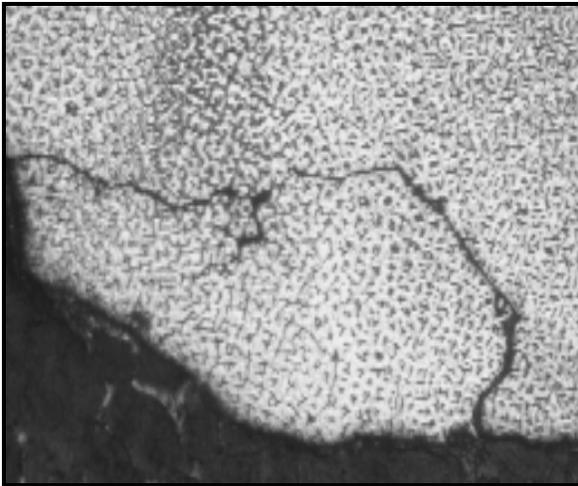
Metalografia do corpo-de-prova n° 4 material virgem (200X)



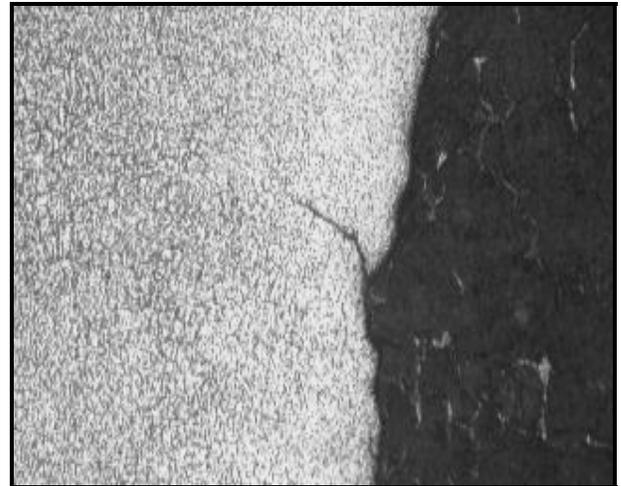
Metalografia do corpo-de-prova n° S4 mostrando a fratura na região da ZTA (200X).



Metalografia do corpo-de-prova n° S25 mostrando a fratura na região da solda (200X).



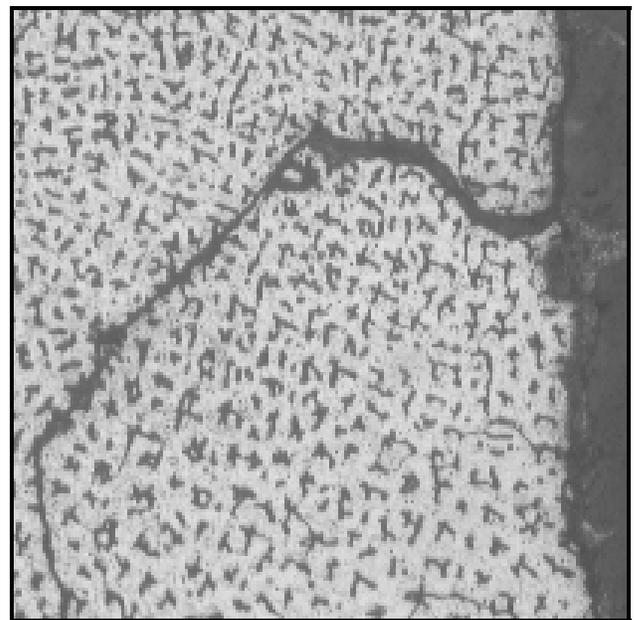
Metalografia do corpo-de-prova n° S6 mostrando a fratura na região da solda (100X).



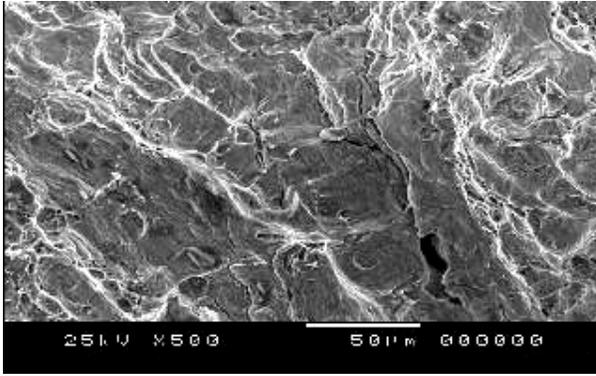
Metalografia do corpo-de-prova n° S25 mostrando a fratura na região da solda (100X).



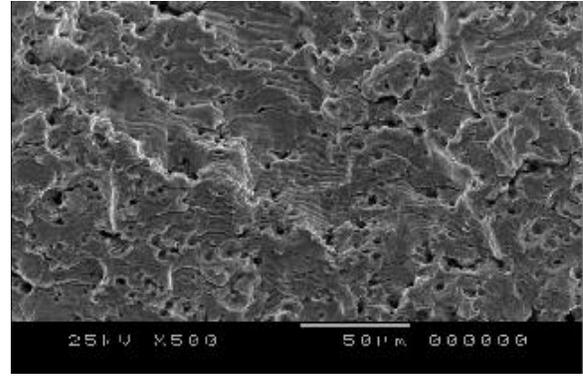
Metalografia do corpo-de-prova n° 100 mostrando microestrutura (200X).



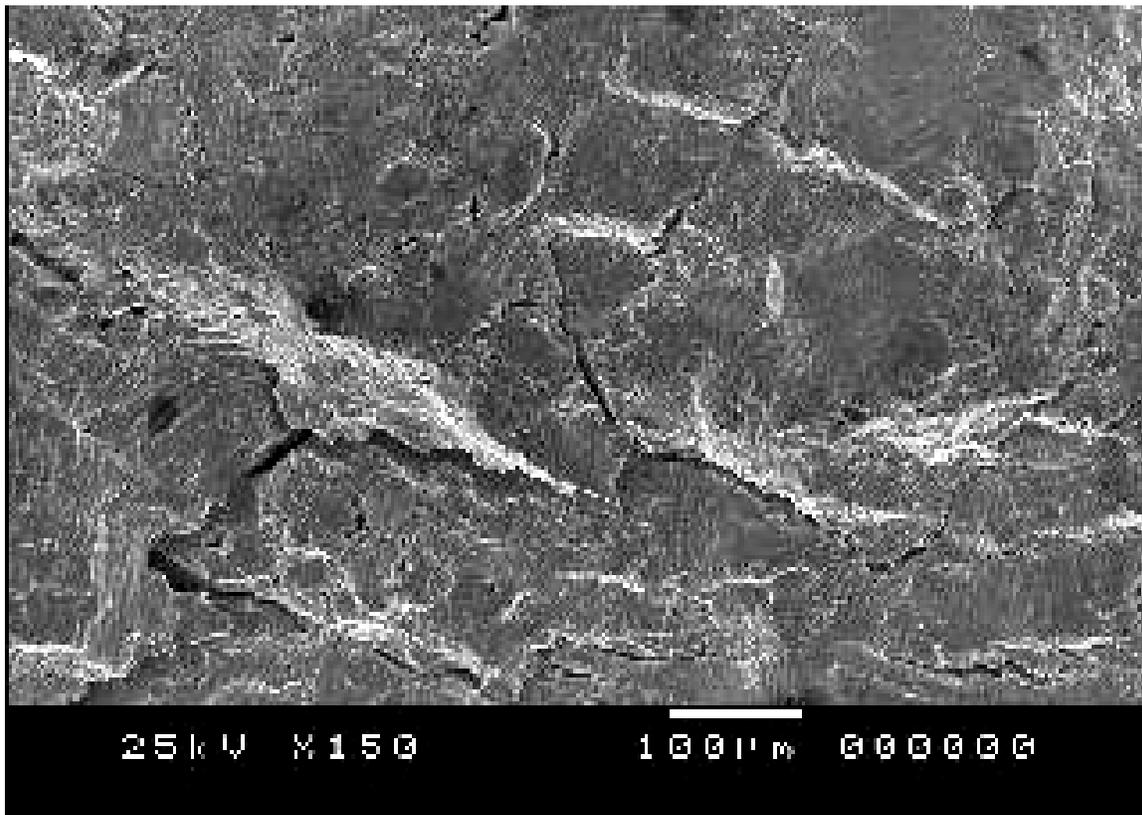
Metalografia do corpo-de-prova n° S3 mostrando a fratura na região da solda (200X).



Fractografia do corpo-de-prova n° S4 soldado, trincas predominantemente transgranulares (500X).



Fractografia do corpo-de-prova n° S6 soldado (500X).



Fractografia do corpo-de-prova n° 74 (150X).