

Universidade Federal de Minas Gerais
Departamento de Engenharia Mecânica
Curso de Pós Graduação em Engenharia Mecânica
Programa de Pós Graduação

“Análise Experimental e Numérica em Tubulações Submetidas ao Fenômeno
de Estratificação Térmica”

Orientador: Dr. Carlos Alberto Cimini Júnior

Aluno: Luiz Leite da Silva

Belo Horizonte, abril de 2009.

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

AGRADECIMENTOS

Na impossibilidade de agradecer nominalmente a todos que colaboraram para que este trabalho pudesse acontecer, quero agradecer ao Criador. Como não tenho palavras para fazê-lo, relembro um versículo de João descrevendo o Mestre maior, para não esquecermos nunca a humildade e sempre praticarmos a caridade. *“Ali estava a luz verdadeira, que alumia a todo homem que vem ao mundo.” Jo. 1:9.*

Agradeço a minha família que teve paciência, carinho, amor, renúncia e acima de tudo compreensão quando não pude estar presente em momentos importantes.

Agradeço a todos os colegas de trabalho e amigos do CDTN que muito colaboraram para este acontecimento, principalmente a todos do EC3 e do EC2.

Agradeço aos funcionários do DEMEC pela colaboração preciosa e diligente no atendimento às solicitações necessárias que fizemos para o desenrolar do trabalho.

Agradeço aos professores do DEMEC pelos ensinamentos e pela troca de experiência. Que eles continuem a honrar esta sua atividade nobre de ensinar para um mundo melhor. Para eles quero também deixar uma mensagem do evangelista João na fala de Jesus dirigindo-se aos seus discípulos. *“Vós me chamais Mestre e Senhor, e dizeis bem porque eu o sou.” Jo. 13:13.*

Agradeço especial e particularmente ao Professor Doutor Carlos Alberto Cimini Junior pela dedicação e confiança na realização deste trabalho.

DEDICATÓRIA

Com muito carinho, amor e ternura, dedico este trabalho a quem sempre esteve junto a mim durante este árduo período. À minha esposa Lilian e às nossas delicadas e raríssimas jóias que o Senhor nos confiou, Luiza e Suzana.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Separação das camadas de fluido quente e frio no interior do tubo	14
Figura 1.2 – Deformação longitudinal do tubo devida à diferença de temperatura	15
Figura 1.3 – Tensões na seção transversal devidas à diferença de temperatura	15
Figura 1.4 – Ondulações da interface dos fluidos decorrentes do escoamento.....	15
Figura 1.5 – Esquema de um reator nuclear a água pressurizada Rezende (2000)	17
Figura 3.1 – Seção experimental do instituto HDR.....	31
Figura 3.2 – Seção experimental COUFAST	33
Figura 3.3 – Corpo da válvula em corte central VVER-440	35
Figura 4.1.1 – Visão parcial do DTLES Rezende (2000)	52
Figura 4.1.2 – Detalhes da seção de testes	53
Figura 4.1.3 – Disco com anéis de vedação para termopares – sonda III	54
Figura 4.1.4 – Conjunto completo em posição de montagem sonda III	54
Figura 4.1.5 – Sonda II montada com seus 10 termopares	54
Figura 4.1.6 – Esboço da seção de testes e simulador do GV	55
Figura 4.1.7 – Posicionamento dos termopares nas posições I, II e III.....	56
Figura 4.1.8 – Termopares externos brasados na posição II (10 termopares).....	56
Figura 4.1.9 – Posicionamento dos extensômetros – vista de frente.....	57
Figura 4.1.10 – Posicionamento dos extensômetros – vista posterior	57
Figura 4.1.11 – Sistema de coordenadas para posicionamento das rosetas.....	57
Figura 4.1.12 – Seção de testes montada no DTLES	59
Figura 4.1.13 – Detalhe de extensômetro com seus cabos.....	59
Figura 4.2.1 – Transdutor de deslocamento montado no laboratório	60
Figura 4.2.2 – Curva de calibração do transdutor de deslocamentos.....	61
Figura 4.2.3 – Deslocamentos do experimento número 10	62
Figura 4.2.3 – Curva de calibração do termopar A40	63
Figura 4.2.4 – Esboço da viga de isoflexão.....	64
Figura 4.2.5 – Gráfico de calibração do sistema de medição das deformações	66
Figura 4.2.6 – Relação entre deformações calculadas e medidas	66
Figura 4.2.7 – Máquina de ensaios de fadiga flexorrotativa	67
Figura 4.2.8 – Relação entre forças aplicadas medidas na máquina	68
Figura 4.2.9 – Calibração da máquina flexorrotativa – carga de 442 gf.....	68
Figura 4.2.10 – Curva de calibração do transdutor de pressão	69
Figura 4.2.11 – Curva de calibração da pressão na placa de orifício	70
Figura 4.4.1 – Esboço do circuito experimental de estratificação térmica	78
Figura 4.4.2 – Ligação de extensômetro a três fios.....	81
Figura 4.6.1 – Espécime original utilizado para ensaio de tração.....	87
Figura 4.6.2 – Espécimes retirados das extremidades do espécime da Figura 4.6.1 ..	87
Figura 4.6.3 – Fixação do espécime na máquina de fadiga (MANSUR, 2008).....	87
Figura 4.6.4 – Espécime para ensaios de fadiga flexorrotativa (ASTM, 1996)	89
Figura 4.6.5 – Mapeamento dos espécimes na seção transversal do tubo	89
Figura 4.7.1 – Modelo da seção de testes para as simulações numéricas.....	91
Figura 5.1.1 – Comparação das deformações corrigidas e sem correção.....	92
Figura 5.1.2 – Ampliação das deformações corrigidas e sem correção	93
Figura 5.1.3 – Ampliação maior das deformações corrigidas e sem correção.....	93
Figura 5.1.4 – Comparação das correções individualmente.....	94
Figura 5.1.5 – Ampliação da comparação das correções individuais	94
Figura 5.1.6 – Deformações da roseta M experimento 7.....	95
Figura 5.1.7 – Deslocamentos experimento 7	96
Figura 5.1.8 – Deslocamentos experimento 11	96
Figura 5.1.9 – Deslocamentos experimento 15.....	97
Figura 5.1.10 – Deslocamentos experimento 20	97
Figura 5.1.11 – Deslocamentos experimento 29	98

Figura 5.1.12 – Deslocamentos experimento 33	98
Figura 5.1.13 – Deslocamentos experimento 38	99
Figura 5.2.1 – Termografia I da seção de testes experimento 3.....	100
Figura 5.2.2 – Termografia II da seção de testes experimento 3.....	101
Figura 5.2.3 – Termografia III da seção de testes experimento 3.....	101
Figura 5.2.4 – Termografia IV da seção de testes experimento 3	101
Figura 5.2.5 – Termografia V da seção de testes experimento 3	102
Figura 5.2.6 – Termografia VI da seção de testes experimento 3	102
Figura 5.2.7 – Temperaturas externas posição I experimento 18.....	103
Figura 5.2.8 – Temperaturas externas posição I experimento 38.....	104
Figura 5.2.9 – Ampliação da região de estratificação térmica experimento 18	104
Figura 5.2.10 – Temperaturas externas da posição I experimento 19.....	105
Figura 5.2.11 – Temperaturas de sonda posição I experimento 19.....	106
Figura 5.2.12 – Temperaturas externas posição II experimento 19.....	106
Figura 5.2.13 – Temperaturas de sonda posição II experimento 19.....	107
Figura 5.2.14 – Temperaturas externas posição III experimento 19.....	107
Figura 5.2.15 – Temperaturas de sonda posição III experimento 19.....	108
Figura 5.2.16 – Curvas de velocidade, vazão e número de Froude	109
Figura 5.2.17 – Temperaturas do experimento 6	110
Figura 5.2.18 – Tensões principais máximas roseta I experimento 7	111
Figura 5.2.19 – Tensões principais máximas e temperaturas experimento 7	111
Figura 5.2.20 – Tensões principais máximas roseta R experimento 19	112
Figura 5.2.21 – Tensões principais mínimas roseta R experimento 19	112
Figura 5.2.22 – Tensões de cisalhamento máximas roseta R experimento 19.....	113
Figura 5.2.23 – Tensões principais máximas da roseta B	116
Figura 5.2.24 – Tensões principais máximas das rosetas C e D.....	116
Figura 5.2.25 – Tensões principais máximas das rosetas E e F	116
Figura 5.2.26 – Tensões principais máximas das rosetas G e H.....	116
Figura 5.2.27 – Tensões principais máximas das rosetas I e J	117
Figura 5.2.28 – Tensões principais máximas das rosetas K e M.....	117
Figura 5.2.29 – Tensões principais máximas das rosetas N e R.....	117
Figura 5.2.30 – Tensões principais máximas da roseta S	117
Figura 5.2.31 – Experimento sem estratificação térmica experimento 15.....	118
Figura 5.2.32 – Tensões de estratificação e aquecimento da seção de testes.....	119
Figura 5.2.33 – Degradação da roseta K, região da estratificação térmica	120
Figura 5.3.1 – Módulo de elasticidade do material virgem	121
Figura 5.3.2 – Módulo de elasticidade do material virgem	121
Figura 5.3.3 – Módulo de elasticidade do material da seção de testes	121
Figura 5.3.4 – Módulo de elasticidade do material da seção de testes	122
Figura 5.3.5 – Análise de fadiga pelo método da escada material virgem.....	123
Figura 5.3.6 – Análise de fadiga pelo método da escada material da seção	124
Figura 5.3.7 – Posição dos espécimes no tubo da seção de testes	125
Figura 5.3.8 – Metalografia dos espécimes 3V, 2E, 3E e 4E.....	125
Figura 5.3.9 – Metalografia dos espécimes 3V, 5E, 6E e 7E.....	126
Figura 5.3.10 – Metalografia dos espécimes 3V, 8E, 9E e 10E.....	126
Figura 5.3.11 – Metalografia dos espécimes 3V, 11E, 12E e 13E.....	127
Figura 5.3.12 – Metalografia dos espécimes 3V, 14E, 15E e 16E.....	127
Figura 5.3.13 – Metalografia dos espécimes 3V, 17E, 18E e 19E.....	128
Figura 5.3.14 – Metalografia dos espécimes 3V, 20E, 21E e 22E.....	128
Figura 5.3.15 – Metalografia dos espécimes 3V, 23E e 24E	129
Figura 5.4.1 – Deformações da simulação experimento 7	130
Figura 5.4.2 – Tensões da simulação experimento 7	130
Figura 5.4.3 – Temperaturas da simulação experimento 7.....	131
Figura 5.4.4 – Deformações na posição da roseta N experimento 7	131
Figura 5.4.5 – Tensões na posição da roseta N experimento 7	132

Figura 5.4.6 – Temperaturas na região da roseta N experimento 7	132
Figura 5.4.7 – Deformações principais máximas roseta N experimento 7	133
Figura 5.4.8 – Tensões principais máximas da roseta N experimento 7	133
Figura 6.1.1 – Tensões dos experimentos 18, 19 e 38.....	136
Figura 6.1.2 – Não linearidade da estratificação térmica experimento 36	136
Figura 6.1.3 – Diferença de temperaturas externa e de sonda experimento 33	137
Figura 6.1.4 – Temperaturas interna e externa I, II e III nível 8,45 mm experimento 33	137
Figura 6.1.5 – Temperaturas ao longo da seção de testes experimento 33	138
Figura 6.2.1 – Intervalos de confiança espécimes dos materiais virgem e da seção.	139
Figura 6.4.1 – Extensômetro deteriorado.....	142
Figura 6.4.2 – Tensões da roseta B para os três extensômetros experimento 21	142
Figura 6.4.3 – Tensões da roseta B para os dois extensômetros a 90° experimento 21	143
Figura 6.4.4 – Tensões principais máximas roseta N experimento 25	143
Figura 6.4.5 – Tensões principais máximas experimento 31	144

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1.1 – Extensômetros posicionados no tubo vertical.....	58
Tabela 4.1.2 – Extensômetros posicionados na curva	58
Tabela 4.1.3 – Extensômetros posicionados no tubo horizontal.....	58
Tabela 4.2.1 – Sinal dos termopares antes e depois de aquecidos a 300°C por 12 h.	63
Tabela 4.2.2 – Deformações calculadas e medidas	65
Tabela 4.3.1 – Calibração do sistema de medida das deformações	71
Tabela 4.3.2 – Curvas de calibração e incertezas dos termopares	74
Tabela 4.3.3 – Calibração do transdutor de deslocamentos.....	75
Tabela 4.3.4 – Calibração da pressão	76
Tabela 3.4.5 – Calibração da placa de orifício	76
Tabela 4.4.1 – Matriz de testes tentativa.....	79
Tabela 4.4.2 – Experimentos realizados no ano de 2008.....	80
Tabela 4.6.1 – Propriedades mecânicas do aço AISI 304L.....	86
Tabela 5.1.1 – Correções das deformações da roseta M.....	94
Tabela 5.1.2 – Deslocamentos, temperaturas e vazões da seção de testes	95
Tabela 5.1.3 – Deslocamentos da seção de testes	99
Tabela 5.2.1 – Dados dos experimentos de estratificação térmica.....	105
Tabela 5.2.2 – Tensões principais máximas experimentos de estratificação	114
Tabela 5.2.3 – Tensões principais máximas com e sem estratificação	118
Tabela 5.3.1 – Módulo de elasticidade do material virgem e da seção de testes	120
Tabela 5.3.2 – Resultados experimentais dos espécimes do material virgem.....	122
Tabela 5.3.3 – Resultados experimentais dos espécimes do material da seção	123
Tabela 5.4.1 – Valores experimentais e valores simulados.....	134
Tabela 6.1.1 – Tensões principais máximas dos experimentos 18 e 19 e 38.....	135
Tabela 6.3.1 – Valores do experimento 7 e valores simulados	140
Tabela 6.4.1 – Amplitude de tensões.....	144
Tabela 6.4.2 – Tensão média para algumas rosetas	145
Tabela 6.4.3 – Razões de tensão para algumas rosetas	146

LISTA DE SÍMBOLOS

- a – Comprimento da trinca [mm]
 A_f – Amplitude de flutuação na interface dos fluidos [m]
 A_t – Área da seção transversal [m²]
 b_{ex} – Largura da viga de isoflexão na posição do extensômetro [mm]
 B_i – Número de Biot
 D – Diâmetro [m]
 E – Módulo de elasticidade do material [kgf/mm²]
 f – Frequência das flutuações na interface dos fluidos [Hz]
 F_A – Força aplicada ao espécime [gf]
 F_o – Número de Fourier
 Fr – Número de Froude
 g – Aceleração devida à gravidade [m/s²]
 h – Coeficiente de transferência de calor médio [W/m²]
 h_i – Altura da camada de estratificação [m]
 J – Módulo de resistência da seção transversal [mm³]
 k – Condutividade térmica do material [W/m°C]
 K – Fator do extensômetro
 K' – Fator do extensômetro corrigido pela temperatura
 K'' – Fator do extensômetro corrigido pela resistência do condutor
 K_1 – Fator do extensômetro 1
 K_2 – Fator do extensômetro 2
 K_3 – Fator do extensômetro 3
 l – Distância ente as rótulas da máquina de fadiga [mm]
 L – Comprimento do condutor [m]
 L_{ex} – Distância da carga até o extensômetro na viga de isoflexão [mm]
 M – Momento flexor [mm⁴]
 Q – Vazão [Kg/s]
 R – Razão de tensão
 R_c – Resistência do condutor [Ω]
 R_{ex} – Resistência do extensômetro [Ω]
 R_i – Número de Richardson
 t – Tempo [s]
 T – Temperatura [°C]
 T_d – Difusividade térmica do material [m²/s]
 U_0 – Velocidade da água de injeção [m/s]

V – Tensão de alimentação da ponte de Wheatstone [V]
 V_0 – Tensão de desequilíbrio da ponte de Wheatstone [V]
 W – Espessura da parede do tubo [mm]
 α – Coeficiente de dilatação térmica do material do extensômetro [$1/^\circ\text{C}$]
 β – Coeficiente de dilatação do material do tubo [$1/^\circ\text{C}$]
 γ – Coeficiente térmico da resistividade do material do extensômetro [%/K]
 γ_M – Deformação angular máxima
 $\Delta\varepsilon$ – Variação de deformação
 $\Delta\rho$ – Variação de massa específica [kgf/m^3]
 $\Delta\sigma$ – Amplitude de carregamento [Pa]
 ΔL – Variação de comprimento [m]
 ΔP – Variação de pressão [Pa]
 ΔR_c – Variação da resistência do condutor [Ω]
 ΔT – Variação de temperatura [$^\circ\text{C}$]
 $\Delta\rho_y$ – Resistividade do material do condutor [Ωm]
 ε – Deformação
 ε_1 – Deformação do extensômetro 1
 ε_2 – Deformação do extensômetro 2
 ε_3 – Deformação do extensômetro 3
 ε_a – Deformação axial
 ε_{ap} – Deformação aparente do extensômetro
 ε_m – Deformação principal mínima
 ε_M – Deformação principal máxima
 ε_t – Deformação transversal
 ε_{nl} – Deformação devido à não linearidade da ponte de Wheatstone
 μ – Coeficiente de Poisson
 ρ – Massa específica [kgf/m^3]
 ρ_0 – Massa específica da água fria [kgf/m^3]
 ρ_y – Resistividade do condutor [Ωm]
 σ – Tensão [Pa]
 σ_{ex1} – Tensão na posição 1 da viga de isoflexão [Pa]
 σ_{ex2} – Tensão na posição 2 da viga de isoflexão [Pa]
 σ_M – Tensão principal máxima [Pa]
 σ_m – Tensão principal mínima [Pa]
 Φ_M – Direção da deformação principal máxima [rad]
 Φ_m – Direção da deformação principal mínima [rad]

SUMÁRIO

RESUMO.....	12
ABSTRACT	13
1 INTRODUÇÃO.....	14
1.1 Justificativa e Relevância	18
2 OBJETIVOS.....	20
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	21
4 METODOLOGIA	51
4.1 Fabricação da Seção de Testes	51
4.2 Calibração de Instrumentos.....	60
4.2.1 Calibração do transdutor de deslocamentos.....	60
4.2.2 Calibração dos termopares.....	62
4.2.3 Calibração do sistema de medição das deformações	64
4.2.4 Calibração da máquina de ensaio de fadiga	67
4.2.5 Calibração do transdutor de pressão	68
4.2.6 Calibração da variação de pressão da placa de orifício	69
4.3 Incerteza das Medições.....	70
4.3.1 Incerteza das deformações da viga de isoflexão	70
4.3.2 Incerteza da tensão de desequilíbrio da ponte de Wheatstone	71
4.3.3 Incerteza da deformação medida eletronicamente.....	72
4.3.4 Incerteza total das deformações	73
4.3.5 Incerteza das temperaturas	73
4.3.6 Incerteza da máquina de fadiga.....	75
4.3.7 Incerteza do transdutor de deslocamentos	75
4.3.8 Incerteza da pressão	76
4.3.9 Incerteza da vazão	76
4.3.10 Outras incertezas.....	77
4.4 Procedimento Experimental.....	77
4.5 Extensometria	81
4.6 Ensaio Mecânicos	86
4.7 Simulações Numéricas.....	89
5 RESULTADOS.....	92
5.1 Extensometria	92
5.2 Estratificação térmica	99
5.3 Ensaio Mecânicos	120
5.4 Simulações numéricas	129
6 Análise dos Resultados.....	135
6.1 Estratificação Térmica	135
6.2 Ensaio Mecânicos	138
6.3 Simulações Numéricas.....	140
6.4 Discussão.....	141
7 CONCLUSÕES.....	148
8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	149
9 BIBLIOGRAFIA	150

RESUMO

Desde a notificação dos primeiros eventos de vazamentos em centrais nucleares devidos à fadiga térmica das tubulações causada por estratificação térmica, muitos trabalhos têm sido desenvolvidos para estudar o fenômeno. Pode ser comprovado pelos estudos já realizados, que existem pontos das tubulações de uma central nuclear, que devido à geometria, à distribuição de temperatura e ao tipo de escoamento, são mais suscetíveis ao fenômeno de estratificação térmica. Neste trabalho os danos causados ao material de uma tubulação submetida ao fenômeno de estratificação térmica foram estudados experimentalmente. A tubulação estudada é uma seção de testes, que simula o bocal de injeção do gerador de vapor de uma central nuclear. Na seção de testes foram promovidos escoamentos estratificados, com a mesma faixa de número de Froude do componente em questão. Após ser submetida a 41 experimentos de estratificação térmica, a seção de testes foi desmontada do circuito experimental, cortada e um conjunto de 25 espécimes foi retirado de seu tubo. De uma porção preservada do tubo utilizado para fazer a seção de testes foram retirados 27 espécimes. Os dois conjuntos de espécimes foram submetidos a ensaios de fadiga flexorrotativa e o limite de fadiga de cada conjunto de espécimes foi determinado pelo método da escada ("up-and-down"). A redução do limite de fadiga do conjunto de espécimes retirados do tubo da seção de testes indica que a estratificação térmica induziu danos ao material do tubo. Um procedimento computacional, que utiliza os carregamentos de temperaturas e pressões medidos durante os experimentos de estratificação térmica foi desenvolvido. O isolamento térmico da seção de testes também é um parâmetro de entrada para a simulação numérica de tensões e deformações da seção de testes. Inserindo os parâmetros experimentalmente medidos como condições de contorno no procedimento computacional desenvolvido, foi possível estimar as tensões e deformações impostas ao tubo da seção de testes.

ABSTRACT

Since the first events of nuclear power plants leakages, due to piping thermal fatigue, were notified many works had been done to study the phenomenon. It is confirmed by the works already done, that there are points in a nuclear power plant piping, due to its geometrical configuration, temperature gradients and the flow characteristics, that are more susceptible to thermal stratification phenomenon. In this work the piping material damages under thermal stratification phenomenon were experimentally studied. The studied piping was an experimental section that simulates the steam generation injection nozzle of a nuclear power plant. Stratified flows with the same nozzle Froude numbers were imposed to the experimental section. The experimental section was dismantled from the experimental circuit, cut and a set of 25 specimens was taken from its pipe, after 41 experiments had been done. Another set of 27 specimens was taken from a preserved pipe portion. Both sets of specimens were submitted to fatigue tests and the fatigue limit of each set was determined by the up-and-down method. The fatigue limit reduction of the specimens set taken from the experimental section pipe, shows that thermal stratification induced damages to the pipe material. A computational procedure, which uses the experimental section loads due to temperatures, pressures and thermal insulation, was done. Measured experimental parameters were used as an input to the computational procedure and stresses and strains were estimated.

1 INTRODUÇÃO

O fenômeno da estratificação térmica ocorre em tubulações horizontais quando duas camadas de um mesmo fluido, uma quente e a outra fria, escoam a baixas velocidades. Neste caso a estratificação térmica é dita monofásica, podendo ser também bifásica, dependendo do estado físico dos fluidos envolvidos. Por estarem em temperaturas diferentes, as massas específicas das camadas de fluido são diferentes, levando a camada fria a se situar na região inferior do tubo e a quente na superior. Quando a estratificação é estabelecida no fluido, a tubulação fica solicitada por tensões que surgem devido à diferença de temperatura entre as regiões superior e inferior de sua seção transversal. A distribuição de tensão que a estratificação térmica causa no tubo pode ser comparada com a distribuição de tensão de uma lâmina bimetálica. Na região superior aquecida surgem tensões compressivas, em consequência da restrição à expansão provocada pela região inferior, que se encontra em temperatura mais baixa. Por outro lado, na região inferior do tubo surgem tensões de tração, provocadas por sua parte superior, que tende a expandir. Devido à flexibilidade do tubo e aos seus engastamentos, os transientes térmicos causam também tensões de flexão.

As Figuras 1.1, 1.2, 1.3 e 1.4 ilustram os efeitos da estratificação térmica nas tubulações. É mostrada na Figura 1.1 uma separação entre os fluidos quente e frio, longitudinal e transversalmente. Na Figura 1.2 é ilustrada a deformação longitudinal da tubulação causada pela diferença de temperatura entre a parte inferior e a superior do tubo. Esta deformação sofrida pelo tubo é denominada muitas vezes na literatura de “efeito banana”, devido à forma que a tubulação adquire com a deformação sofrida. É mostrada na Figura 1.3 a deformação da seção transversal do tubo, também causada pela diferença de temperatura entre as camadas do fluido. Na Figura 1.4 são mostradas as ondulações devidas ao escoamento e à diferença de temperatura na interface das camadas dos fluidos, sendo estas ondulações responsáveis pela ciclagem térmica do material do tubo.

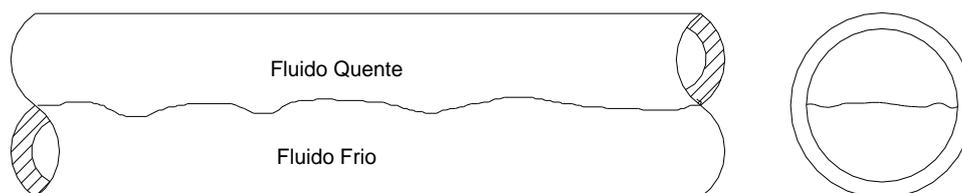


Figura 1.1 – Separação das camadas de fluido quente e frio no interior do tubo



Figura 1.2 – Deformação longitudinal do tubo devida à diferença de temperatura

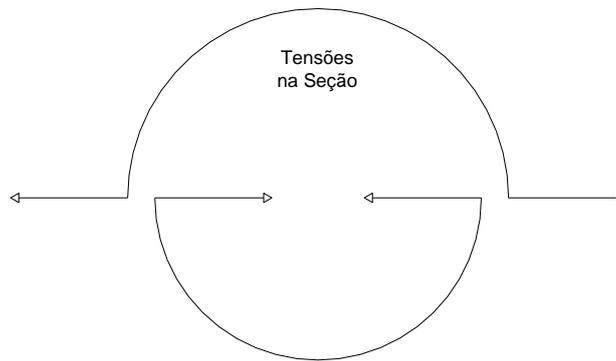


Figura 1.3 – Tensões na seção transversal devidas à diferença de temperatura

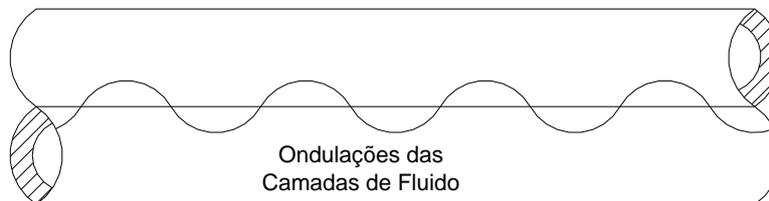


Figura 1.4 – Ondulações da interface dos fluidos decorrentes do escoamento

A estratificação térmica monofásica pode ocorrer também em derivações de tubulações que tenham fluido estagnado. Nestas condições o fluxo do ramal promove uma circulação a baixa velocidade para dentro da derivação, estabelecendo a separação entre as camadas de fluidos a diferentes temperaturas. Outro local onde a estratificação térmica pode ocorrer é em válvulas que apresentam vazamentos, ou na região próxima a elas. Devido à baixa vazão de vazamento e à diferença de temperatura dos fluidos neste local, a estratificação térmica é estabelecida. Outros locais, onde a estratificação térmica pode ocorrer em sistemas de tubulações, são as junções em “T” e as junções em “+” (cruz), desde que o escoamento a favoreça.

Há outros fatores que favorecem a estratificação térmica e a conseqüente variação de temperatura ao longo da tubulação e de sua seção transversal. Em geral a capacidade para um escoamento monofásico se estratificar termicamente é dependente da geometria do tubo, da diferença de temperatura entre as duas camadas do fluido e da velocidade de escoamento destas camadas do fluido. Uma maior diferença de temperatura entre as camadas do fluido favorece a estratificação térmica. Neste caso, o fenômeno da estratificação térmica pode ocorrer em uma maior faixa de velocidades do fluxo (LIU e CRANFORD, 1991). A geometria da tubulação também influencia na formação do fenômeno de estratificação térmica. Tubulações em posição horizontal são as que oferecem as melhores condições para a ocorrência do fenômeno. Por outro lado, tubulações verticais estão imunes à estratificação térmica. Nos locais onde há inclinações da tubulação e a presença de curvas também pode ocorrer o fenômeno, porém, em menor intensidade do que em trechos horizontais de tubulação.

A estratificação térmica monofásica pode ocorrer em qualquer sistema industrial onde há a possibilidade de ocorrer mistura de fluidos a diferentes temperaturas e com baixas velocidades de escoamento. Em um reator nuclear a água pressurizada (Pressurized Water Reator – PWR), a água do circuito primário está submetida a uma pressão em torno de 16 MPa (160 bar) e a uma temperatura próxima de 300°C. Pela característica de operação de um reator a água pressurizada, a água do circuito primário percorre um ciclo fechado sofrendo variações de temperaturas. Quando a água de um circuito do reator escoando a baixa vazão e com temperatura mais baixa, retorna para um local de temperatura mais alta, na interface entre estas duas águas pode ocorrer o fenômeno da estratificação térmica. O fenômeno é mais acentuado durante as operações de partida e de desligamento do reator. A água no circuito secundário do reator, da mesma forma que no primário, também percorre um ciclo fechado e sofrendo variações de temperaturas.

Vários sistemas de tubulações da central nuclear podem estar sujeitos ao fenômeno de estratificação térmica, sistemas estes relacionados à segurança e conectados ao sistema de refrigeração do reator. Estes sistemas de tubulações incluem a linha de surto do pressurizador, as linhas de refrigeração de emergência do núcleo, as linhas de remoção do calor residual, as linhas de pulverização do pressurizador e o sistema de refrigeração. No entanto, no sistema de refrigeração do reator e no bocal de injeção do gerador de vapor, a estratificação térmica se forma durante os desligamentos e durante as partidas do reator, quando a água flui em baixas vazões (JO, KIM e CHOI, 2001).

As “pernas quente” e “fria” são sistemas de tubulações do circuito primário do reator. Na perna quente o fluxo vai do núcleo do reator ao gerador de vapor e na perna fria ele vai do gerador de vapor ao núcleo. A linha de surto é a linha que liga o pressurizador à perna quente do reator. É mostrado na Figura 1.5, retirada de Rezende (2000), um esquema de um reator nuclear a água pressurizada onde são mostradas esquematicamente algumas linhas como a de surto do pressurizador, as linhas do circuito secundário e as linhas do circuito primário. Podem ser vistos também nesta figura, os principais componentes de um reator a água pressurizada, quais sejam o núcleo do reator, a bomba de recirculação, o gerador de vapor e o pressurizador.

A estratificação térmica geralmente se manifesta em duas formas básicas, as quais influem nos deslocamentos, nas deformações e nas tensões resultantes no tubo. Uma forma é dita linear e surge sob condições de fluxo alto, induzindo pequenas deformações globais.

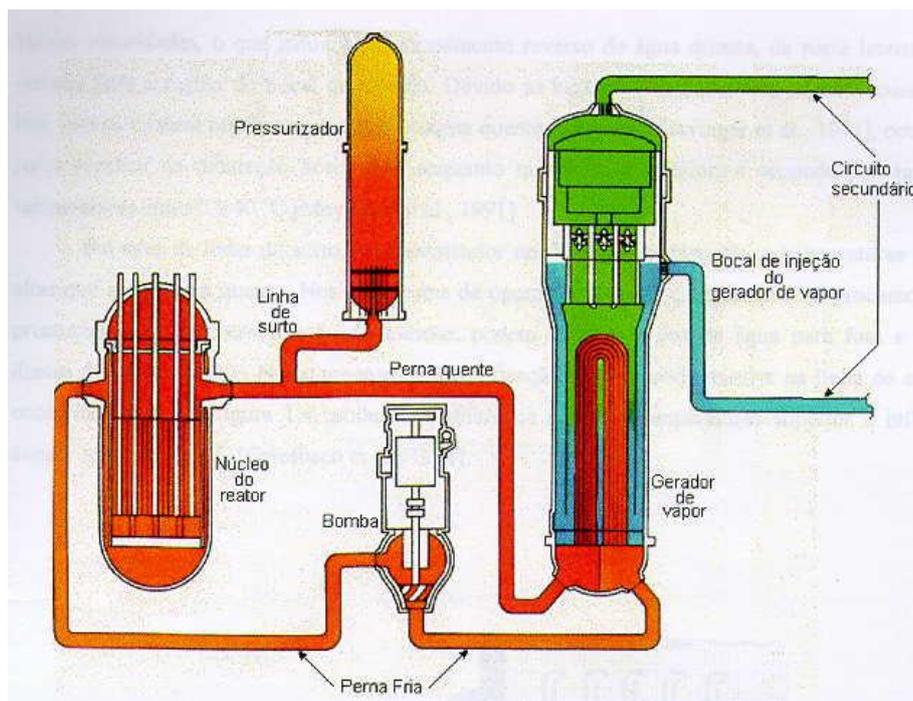


Figura 1.5 – Esquema de um reator nuclear a água pressurizada Rezende (2000)

A estratificação térmica linear é assim denominada, porque quando registrada como temperatura do fluido em relação à sua localização vertical na seção de um tubo horizontal, resulta em uma linha reta com uma determinada inclinação. A outra forma é dita não linear, porque quando registrada da mesma forma que a anterior, resulta em uma curva em forma de "S", como mostrado na Figura 6.1.2. A estratificação térmica

não linear está associada a condições moderadas ou baixas do fluxo de fluido. É ainda caracterizada por uma interface discreta entre o fluido quente e o frio. Neste caso, quando a profundidade da interface for muito pequena, a transição de quente para frio, nas temperaturas dos fluidos, aproxima de uma variação do tipo degrau (JO, KIM e CHOI, 2001).

A suscetibilidade de uma tubulação a carregamento não linear é altamente dependente de sua geometria, da taxa de fluxo e do potencial em ter fluidos a diferentes temperaturas. Tubulações horizontais ou quase horizontais que se conectam a outras tubulações ou a vasos de pressão contendo fluidos com temperaturas diferentes, sofrerão distribuição não linear de temperatura em sua seção transversal, quando o volume de surto for pequeno (LIU e CRANFORD, 1991). Como o bocal de injeção do gerador de vapor se encaixa muito bem nestas condições, principalmente durante as partidas e as paradas da central nuclear, neste trabalho, foram estudados os efeitos do fenômeno de estratificação térmica no material da tubulação de uma seção de testes, que simula o bocal de injeção do gerador de vapor de uma central nuclear.

1.1 Justificativa e Relevância

Quando a estratificação é estabelecida no fluido, a tubulação fica solicitada por tensões que surgem devido à diferença de temperatura entre as suas partes superior e inferior. Com isto, podem ocorrer:

- Tensões axiais na tubulação, resultantes da tendência ao encurvamento do tubo no sentido longitudinal;
- Tensões circunferenciais e distorção da seção circular do tubo e;
- Ciclagem térmica na interface das camadas quente e fria de líquido.

A combinação destes três eventos presentes na estratificação, repetidos por um significativo número de vezes, pode causar a fadiga térmica da tubulação.

O fenômeno da estratificação térmica foi percebido primeiramente no final dos anos 80, quando ocorreram vazamentos em linhas de tubulações do sistema de refrigeração de alguns reatores de potência. A primeira verificação de dano atribuída ao fenômeno de estratificação térmica ocorreu na central Farley 2 nos EUA em 9 de dezembro de 1987 (NRC BULLETIN Nº 88-08). Outro caso foi notificado em 18 de junho de 1988 na central de Tihange, na Bélgica (NRC BULLETIN Nº 88-08).

Por ser capaz de provocar danos significativos em sistemas de centrais nucleares, podendo causar sérios acidentes nucleares, o fenômeno de estratificação térmica é de grande importância para pesquisadores que desejam estudá-lo e

controlá-lo para evitar as avarias que possa provocar. Há uma preocupação em detectar e analisar os efeitos que este fenômeno pode causar às linhas de tubulações de centrais nucleares, pois seus efeitos não foram incluídos nos parâmetros de projeto das centrais nucleares construídas até o final da década de 80. A estratificação térmica induz uma distribuição de tensões térmicas não lineares na tubulação e, quando as primeiras centrais nucleares foram projetadas, a distribuição de temperaturas nas tubulações foi considerada como sendo lineares. Outra consideração que deve ser feita e que torna o fenômeno de estratificação térmica importante para estudo e pesquisa é o fato dele não ser um fenômeno previsto como um carregamento estrutural pelos códigos de projeto.

(Jack) Ware (2003) mostra 16 eventos de vazamentos devidos à fadiga térmica com origem na estratificação térmica ocorridos no sistema de resfriamento de reatores PWR. É importante lembrar que o fenômeno de estratificação térmica está presente não só nas centrais nucleares, mas também em qualquer processo industrial que opere em condições que o favoreça.

Por ter uma significativa contribuição em falhas de tubulações de centrais nucleares é de fundamental importância que se estude os efeitos da estratificação térmica nestas tubulações. Este fenômeno não está restrito aos reatores a água pressurizada, podendo ocorrer também em outros tipos de reatores como, por exemplo, reatores a água fervente (RAF, BWR em inglês). O fenômeno se torna mais importante ainda quando se considera o número de centrais nucleares em operação no mundo e também as que estão em construção ou em fase de contratação. Na página da Agência Internacional de Energia Atômica na internet (AIEA) (WWW.IAEA.ORG, 2009), há uma tabela mostrando a quantidade de centrais nucleares no mundo. Os dados desta tabela mostram que no final de janeiro de 2009 existiam 436 reatores em operação em todo o mundo. Estes reatores foram responsáveis pela geração de 2.068 bilhões de kWh de energia elétrica em 2007. Recentemente a geração de energia elétrica, a partir de fonte nuclear tomou impulso e, com isso, estão sendo construídas 43 novas centrais nucleares que gerarão 37,668 MWe. Há também 108 reatores contratados e em fase de contrato que gerarão 121,065 MWe. Seguindo esta tendência existem outros 266 reatores planejados que se concretizados gerarão 262,275 MWe. Outro dado importante informado na tabela da página da AIEA é a quantidade de urânio requerida para alimentar estas centrais, sendo de 65.405t.

2 OBJETIVOS

O objetivo específico deste trabalho é:

Avaliar os danos causados ao material da tubulação de uma seção de testes que simula o bocal de injeção de um gerador de vapor de uma central nuclear PWR, quando submetida ao fenômeno da estratificação térmica.

São objetivos gerais deste trabalho:

Realizar na seção de testes, experimentos de estratificação térmica com os mesmos parâmetros hidrotérmicos do bocal de injeção do gerador de vapor.

Realizar ensaios de fadiga em espécimes retirados do material virgem e do material da seção de testes e comparar os seus resultados.

Desenvolver uma metodologia numérica e, comparar as respostas simuladas numericamente, com as respostas experimentais da seção de testes submetida aos carregamentos decorrentes da estratificação térmica.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Ao final da década de 80 foram notificados os primeiros eventos de vazamento de tubulações de centrais nucleares que operam com reatores tipo PWR (NRC BULLETIN 88-08, 1988). Desde a publicação do boletim 88-08 pelo NRC (*Nuclear Regulatory Commission*) recomendando providências e ações por parte dos órgãos licenciados para mitigar os efeitos da estratificação térmica em tubulações de suas centrais nucleares, muitos trabalhos de pesquisa foram realizados para estudar o fenômeno. Foram realizados monitoramentos para levantar as regiões das tubulações mais suscetíveis à estratificação térmica. Seções experimentais foram construídas para estudar hidrotérmicamente o fenômeno e sua formação e, também, para estudar as suas influências no material das tubulações. Os vazamentos ocorreram devido a trincas passantes na parede da tubulação, tanto em regiões de solda quanto em regiões do material base. Estudos realizados revelaram que as trincas tinham origem na fadiga térmica devida ao fenômeno da estratificação térmica. Os boletins publicados pelo NRC orientam os órgãos licenciados quanto a ações a serem tomadas quando ocorressem eventos de vazamentos com origem no fenômeno da estratificação térmica e quanto a medidas preventivas a serem adotadas para evitar que o fenômeno ocorra. No suplemento 1 deste boletim, com data de 24 de junho de 1988, os membros licenciados foram informados de um fenômeno de vazamento, ocorrido em Tihange 1, similar ao ocorrido em Farley 2. Foi enfatizada pelo suplemento 1 a necessidade das inspeções para que se detectassem trincas ou imperfeições de proporções inaceitáveis nas tubulações ligadas ao sistema de refrigeração do reator. Um segundo suplemento deste boletim enfatizou a necessidade de incrementar os testes de ultra-som e de melhorar a capacitação dos inspetores, melhorando assim a eficiência na detecção de trincas em tubulações de aço inoxidável. Há ainda um suplemento 3 do boletim, com data de 1 de abril de 1989, informando aos membros licenciados, sem informar onde, a ocorrência de um acidente de vazamento semelhante ao ocorrido em Farley 2. A publicação deste suplemento veio reforçar os pedidos feitos anteriormente para que as inspeções fossem cuidadosas e tivessem sucesso na identificação de trincas que pudessem levar a um acidente de vazamento. Outro boletim publicado pelo NRC no mesmo ano (88-11, 1988) teve a finalidade de pedir aos membros licenciados que estabelecessem e implementassem um programa para verificar a integridade da linha de surto do pressurizador, tendo em vista a suscetibilidade desta linha à estratificação térmica. A publicação deste boletim foi motivada pelos deslocamentos inesperados, devidos à estratificação térmica, ocorridos na linha de surto do pressurizador da Central Nuclear

de Trojan. Estes deslocamentos da linha de surto do pressurizador ocorriam porque o fenômeno da estratificação térmica não fora considerado no projeto original desta tubulação.

Miksch et al (1985), mesmo antes das publicações do NRC, estudaram uma forma particular de formações de trincas que ocorrem em componentes de reatores a água pressurizada e a água fervente. As trincas ocorreram na superfície interna de trechos horizontais de tubulações de água de alimentação, à jusante do gerador de vapor e do vaso de pressão. A avaliação fractográfica e a orientação das trincas mostraram que elas poderiam ser atribuídas a tensionamentos cíclicos na direção axial. Comparando as tensões devidas ao choque térmico e as devidas à estratificação térmica, os autores descobriram que, devido ao tipo de carregamento cíclico associado, as trincas foram causadas por estratificação térmica. Esta constatação pode ser corroborada pela orientação das trincas. Os autores fizeram testes de corrosão, cujos resultados mostraram que o alto conteúdo de oxigênio (450 ppb) e o nível de temperatura (210°C), exercem uma influência importante no número de ciclos para iniciar uma trinca, na presença da estratificação térmica. Com estas condições de testes, consideradas conservativas, o número de ciclos para iniciar uma trinca não é aceito para carregamentos de estratificação térmica, porém, é aceito para carregamentos de choque térmico pressurizado, quando se utiliza o critério de projeto do código ASME. Para aumentar o número de ciclos para nuclear uma trinca, a empresa alemã KWU instalou um sifão na tubulação de água de alimentação e, com isso, reduziu a freqüência das amplitudes de tensão. Com esta medida o número de ciclos para iniciar uma trinca é aumentado, sendo aceito segundo os critérios de projeto do código ASME. Nos experimentos realizados, foi percebido que as trincas se concentraram na metade inferior dos tubos e tiveram orientação circunferencial. Os exames fractográficos mostraram que as trincas se propagaram em degraus durante a operação. As análises realizadas mostraram que as amplitudes de tensões, resultantes de flutuações da pressão interna e das reações da tubulação têm uma pequena contribuição para a fadiga do material do bocal de alimentação. Após os testes realizados os autores concluíram que, para amplitudes de tensões idênticas, a grande maioria das trincas é iniciada por tensões devidas à estratificação térmica e não por tensões devidas a choque térmico. O que era esperado, pois choques térmicos são previstos no projeto e como a análise foi feita segundo o código ASME, não era esperado o aparecimento de trincas por choque térmico.

Uma definição possível para fadiga térmica pode ser: "Fadiga térmica é a deterioração gradual e eventual quebra de um material por aquecimentos e resfriamentos alternados durante os quais a expansão térmica é parcial ou totalmente

restringida" (MEROLA, 1995). Um componente submetido à fadiga térmica deve ser projetado para prevenir danos inaceitáveis. Para assegurar esta característica, o número de ciclos de fadiga esperado deve ser menor do que o número máximo permitido de ciclos de fadiga determinado pelo código de projeto.

Quando ocorrem flutuações locais de temperaturas, as faixas de deformações são dadas por $\Delta\varepsilon = \beta\Delta T$ (TALJA E HANSJOSTEN, 1988), sendo $\Delta\varepsilon$ a variação de deformações em m/m, β o coeficiente de dilatação do material em $1/^\circ\text{C}$ e ΔT a variação de temperatura em $^\circ\text{C}$. Segundo estes autores, a faixa de tensões é dada por

$$\Delta\sigma = \frac{E\beta\Delta T}{1-\mu}$$
 em MPa, sendo E o módulo de elasticidade em MPa e μ o coeficiente de

Poisson do material. Os autores determinaram que a faixa das tensões axiais devidas à variação da posição da camada de mistura é por volta de $0,7E\beta\Delta T$ e que as tensões circunferenciais são menores em comparação a elas. Quando a diferença de temperatura for por volta de 200°C , o número total de oscilações da interface entre as camadas de mistura pode ser maior que 10.000 oscilações, para um tempo de experimento em torno de 1.800 s.

Após as constatações dos primeiros eventos de vazamentos, houve um grande interesse em estudá-los e caracterizá-los. Muitos pesquisadores estudaram a estratificação térmica nas tubulações de centrais nucleares, considerando os mais variados pontos possíveis de sua provável ocorrência. Sun et al (1991) identificam os pontos mais freqüentes de estratificação térmica, em reatores a água leve. Estes pontos são a linha de surto do pressurizador, a perna quente, o sistema de remoção do calor residual, o sistema de reposição de água e de controle volumétrico do circuito primário, o sistema de refrigeração de emergência e o bocal de injeção de água do gerador de vapor.

Para avaliar a amplitude das oscilações da interface entre as camadas de água quente e fria, Uhlman et al (1991) propuseram uma metodologia que utiliza dispositivos com cinco termopares afastados 2 mm entre si, posicionados na altura média do tubo da seção de testes. Os termopares atravessaram a parede da tubulação e ficaram próximos a ela internamente, por ser esta a região de interesse. A amplitude das oscilações foi determinada pela distância entre dois termopares do conjunto de termopares que detectar a oscilação de temperatura. A freqüência das oscilações foi estabelecida pela freqüência de variação da temperatura nos termopares do conjunto de cinco termopares fixados na região do fenômeno.

Bush (1992) analisou as falhas ocorridas em tubulações de centrais nucleares, provocadas por fadiga térmica causada pelo fenômeno da estratificação e estabeleceu

uma relação entre elas e os critérios imprecisos que foram adotados para se projetar as centrais nucleares estudadas.

Ferrari et al (1993) apresentaram um trabalho de avaliação da integridade da linha de surto do pressurizador da Central Nuclear de Angra I. O trabalho foi realizado monitorando as temperaturas da tubulação, medindo micro-durezas nas regiões das soldas, fazendo ensaios de ultra-som e líquido penetrante e também réplicas de medição de dureza. O trabalho desenvolvido pelos autores, utilizando esta metodologia, permitiu concluir que a linha de surto do pressurizador desta central nuclear pode operar seguramente.

Hunger (1993) apresentou resultados dos experimentos realizados com o objetivo de simular o crescimento de trincas, favorecido por ambiente corrosivo sob carregamentos mecânicos e térmicos, semelhantes à realidade operacional do reator. As condições de fluxo do experimento foram caracterizadas como estratificação global extremamente estável. Os testes foram realizados especificamente para investigar os efeitos da temperatura de estratificação em um tubo horizontal que já continha uma trinca circular formada durante carregamentos devidos a momentos flexores cíclicos. Para realizar os testes foi utilizada uma tubulação com diâmetro nominal de 400 mm, alta pressão e várias vazões de água fria de alimentação. Os testes incluíam também a medida da posição da camada de transição entre o fluido quente e o frio. Nesta posição, sob específicas condições de operação, ocorre uma flutuação estável, com formato senoidal da temperatura. Outro estudo foi realizado em uma tubulação com diâmetro nominal de 425 mm para avaliar o crescimento de trinca e o vazamento antes da quebra. Nesta tubulação foi feita uma trinca circunferencial com comprimento equivalente a 60° de circunferência e a submeteu a testes sob as condições de operação da central nuclear, com pressão de 10,8 MPa e temperatura de 240°C. Os testes foram realizados com carregamentos repetidos de estratificação térmica em sua porção horizontal, dando ênfase ao comportamento da trinca sob condições de contorno fluídicas constantes. Pode ser observado, devido aos testes realizados, que a maior tensão de flexão ocorria em função do nível de água fria no tubo, sendo este nível de 12% de preenchimento de sua seção transversal. Foi percebida uma região de transição entre as camadas fria e quente do fluido, caracterizada por flutuações da temperatura. Os testes permitiram verificar que a temperatura da água em seu nível mais baixo é menor que a temperatura da parede nesta mesma região. Foi verificado ainda que o comportamento a flexão do tubo era semelhante ao comportamento a flexão de uma lâmina bimetálica, devida à contração da parte inferior e da extensão da parte superior do tubo. Os esforços produzidos pela tubulação nos esgastamentos foram de até 145 kN. Os fatores mais importantes para o crescimento da trinca foram

os picos de deformação axial produzidos na parte inferior da tubulação, que alcançaram valores de 0,3% do lado interno e 0,1% do lado externo. Para estas deformações, foram medidos níveis de abertura da trinca de 0,04 mm e, após 50 ciclos de estratificação a trinca aumentou seu comprimento de 0,45 mm para 0,58 mm. Após a fratura, ocorrida com 1.000 ciclos de ensaios, o exame fractográfico da superfície de falha mostrou que a estratificação induziu uma taxa média de crescimento de trinca de 8 a 20 μm por ciclo.

Lee e Song (1993) utilizaram o método dos elementos finitos para simular numericamente o comportamento de uma trinca localizada na região das oscilações térmicas situada na superfície interna da parede de um tubo com escoamento estratificado. A variação entre o valor máximo e o valor mínimo do fator de intensificação de tensão é utilizada como parâmetro para descrever o comportamento da trinca devido à ciclagem térmica. A linha de alimentação do gerador de vapor de um reator a água pressurizada, com diâmetro externo de 406,4 mm e com espessura de parede de 21,438 mm, foi escolhida para a análise numérica. Foi estabelecido que o fluido nesta tubulação fosse estratificado e que a temperatura da água quente era de 525 K, a da água fria de 303 K e que havia flutuações na interface de separação entre a água quente e fria. Uma pressão de referência de 6,895 MPa foi escolhida para realizar as simulações. Se a pressão do fluido for inferior a um determinado valor, a expansão térmica fecha a trinca, o que reduz a faixa do fator de intensificação de tensão na ponta da trinca. Para estudar este aspecto da estratificação térmica, as análises foram realizadas com pressões variando desde zero até 10,432 MPa. A pressão que sobrepõe o efeito da expansão térmica tem influência no comportamento da trinca por fadiga, semelhante à influência da tensão média. As oscilações de altura das camadas de fluido na interface de separação são aleatórias e, para simplificar as análises, os autores assumiram uma oscilação do tipo senoidal ($y=A_f \cdot \text{seno}(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t)$), sendo y a distância horizontal a partir da linha de centro do tubo em m, A_f é a amplitude de flutuação da interface em m, t é o tempo em s e f é a frequência de oscilação da interface em Hz. Outros estudos mostraram que a frequência das oscilações de altura das camadas de fluido variava de 0,1 Hz a 10 Hz e que as suas amplitudes variavam de 1,588 mm a 13,073 mm, sendo estes valores utilizados para realizar as simulações propostas pelos autores. Os efeitos do tamanho da trinca foram investigados pelos autores que utilizaram para esta análise cinco razões de trinca a/W : de 0,025, de 0,05 de 0,075, de 0,1 e de 0,2 sendo a o comprimento da trinca em mm e W a espessura da parede do tubo em mm. As tensões foram calculadas assumindo regime permanente da estratificação térmica e que não havia flutuações de massa específica na interface. Os estudos mostraram que para uma pressão menor que

2,758 MPa, a abertura da trinca pela pressão é suplantada pela expansão térmica, provocando alterações na faixa do fator intensificador de tensão, devido ao contato entre as superfícies da trinca. A existência de tensões residuais devidas a processos de soldagem, também pode interferir no contato entre as superfícies da trinca. Os autores observaram que o comportamento da trinca depende do grau de intensidade das oscilações térmicas, das propriedades mecânicas e termo físicas do material da tubulação, da geometria e das dimensões da tubulação trincada. O grau de intensidade das oscilações está relacionado com as amplitudes das oscilações e com os coeficientes de transferência de calor. Quanto maior a amplitude de flutuação e/ou do coeficiente de transferência de calor, maior o efeito da oscilação térmica no comportamento da trinca. É importante avaliar a variação da faixa do fator de intensificação de tensão com a frequência das oscilações térmicas. Com os estudos, pode observar que, para uma dada condição, a faixa do fator de intensificação de tensão normalizado (K_{ref}) aumenta até um número de Fourier específico ($Fo = T_d / (fW^2)$) e reduz após este número de Fourier específico. No número de Fourier, T_d é a difusividade térmica do material do tubo, f é a frequência das flutuações na interface e W é a espessura da parede do tubo. Outro parâmetro que influi na extensão da faixa do fator de intensificação de tensão é o número de Biot ($Bi = hW/k$), sendo h o coeficiente de transferência de calor médio entre os coeficientes de transferência de calor da água fria e da água quente, k a condutividade térmica do material do tubo e W a espessura da parede do tubo. O número de Biot denota a intensidade do coeficiente de transferência de calor ou a efetividade relativa do coeficiente de transferência de calor em reduzir a severidade das tensões térmicas. As simulações mostraram que quanto maior o número de Biot, maior a extensão da faixa do fator de intensificação de tensão normalizado e menor o número de Fourier para o qual a extensão da faixa do fator de intensificação de tensão normalizado tem um pico. Isto mostra que é importante determinar com precisão o coeficiente de transferência de calor próximo à camada de separação e a frequência das oscilações para que se estime o comportamento da trinca sob oscilações térmicas. As simulações realizadas para diferentes relações entre o tamanho da trinca e a espessura da parede do tubo, mostraram que as trincas pequenas situadas na região das oscilações térmicas, devem ser avaliadas cuidadosamente porque as oscilações térmicas afetam mais as trincas pequenas do que as grandes.

Existem duas razões principais para se fazer o monitoramento de fadiga em centrais nucleares. Uma delas é que ocorrem alguns transientes com mais frequência do que os que foram assumidos na análise de fadiga durante o projeto e a outra é a descoberta de carregamentos intensificadores de tensões que também não foram

incluídos na análise de fadiga na fase de projeto. Por não terem sido previstas na fase de projeto, estas ocorrências podem causar significantes danos por fadiga em determinadas localizações da central nuclear. O monitoramento de fadiga é realizado para quantificar a magnitude, a frequência e duração destes intensificadores de tensão para que o fator de uso cumulativo possa ser calculado com mais precisão (WARE e SHAH, 1995). Assim, pelo monitoramento foi possível mostrar que os transientes reais são menores que os assumidos na fase de projeto e, com isso a vida da central nuclear pode ser estendida.

Para evitar que ocorra a estratificação térmica no bocal de alimentação do gerador de vapor, Poussin e Holcblat (1995) desenvolveram e testaram um dispositivo antiestratificação nos laboratórios da empresa francesa Framatome. O dispositivo é uma hélice que força um movimento espiral do fluido no interior do componente e, com isso, evita os efeitos da estratificação térmica. Os testes laboratoriais mostraram que este dispositivo é eficiente para evitar a formação da estratificação térmica, sem aumentar significativamente as perdas de escoamento.

Para amenizar os problemas causados pelo fenômeno da estratificação térmica, nos componentes das centrais nucleares, programas de monitoramento para detectarem locais com potencial para a fadiga térmica foram estabelecidos. Um programa de monitoramento de temperatura realizado na linha de surto do pressurizador, da central CRUAS 2, na França, confirmou que na porção horizontal das linhas de surto e em um bocal horizontal da perna quente, ocorre a estratificação térmica em regime permanente. No caso desta central, o limite de resistência é de 180 MPa, e a diferença de temperatura limite ΔT é de 35°C. Abaixo deste limite, momentos flexores adicionais devidos à estratificação não têm efeito algum no fator de uso e não foram considerados na análise de fadiga. Entretanto, as tensões térmicas foram consideradas porque elas podem representar uma tensão mínima combinada com outros transientes e então ser significantes para a análise (ENSEL, COLAS e BARTHES, 1995). Estudando os vários transientes operacionais da central nuclear, que ocorrem devidos a anormalidades ou devidos a paradas e partidas, Ensel et al (1995) determinaram que a oscilação das ondulações da estratificação térmica têm uma frequência máxima de 1 Hz. Ensel e sua equipe determinaram também que a amplitude destas oscilações pode ser medida para a faixa de número de Froude de 0,02 a 0,2, sendo que a amplitude máxima estimada das oscilações foi de 5 mm. A frequência e a amplitude máximas ocorrem quando a interface entre a água fria e quente estiver situada próxima à altura média do diâmetro interno do tubo ($h_i = 0,5 * D$), sendo h_i a altura da camada de separação dos fluidos e D o diâmetro interno do tubo. Os autores perceberam que as oscilações da interface das camadas de água quente e

fria são mais acentuadas na região próxima à parede do tubo do que em sua região central.

Sauer (1996) apresentou uma formulação baseada na teoria convencional de viga para calcular as tensões axiais em tubulações submetidas à estratificação térmica. A formulação consiste em dividir a seção transversal do tubo em zonas de temperaturas, simular cada zona de temperatura como sendo uma viga com material e características próprias e, por meio de equações de acoplamento, as vigas são conectadas determinando assim o sistema de equações que simula o fenômeno. Resolvendo analiticamente o sistema de equações, são obtidas as expressões para as tensões axiais, que representam com um grau de precisão adequado as tensões reais, quando comparadas com soluções obtidas por elementos finitos.

Lee et al (1996) estudaram os efeitos da água fria nas tensões térmicas, a diferença entre as tensões máxima e mínima ($\Delta\sigma$) durante um ciclo em vários períodos de tempo e a diferença entre as profundidades de penetração das tensões térmicas com variação de tensão ($\Delta\sigma$) significativa. Os autores afirmaram que a determinação da temperatura de um cilindro submetido a uma condição de contorno variável pode ser obtida pela utilização de um método de parâmetros variacionais da equação diferencial. Esta solução se aplica a problemas de flutuações térmicas, nos quais a superfície livre da água fria flutua com uma determinada amplitude e frequência, enquanto as temperaturas nas regiões fria e quente permanecem constantes. A solução proposta pelos autores pode ser aplicada para o caso em que as temperaturas nas regiões quente e fria variam a diferentes taxas enquanto que a superfície livre da água fria permanece estacionária. A solução apresentada pode ser reduzida a uma solução de interface estacionária, quando o carregamento térmico for não estacionário e também quando for estacionário. As soluções apresentadas são úteis para a análise de tensões no vaso do reator. A solução possibilita avaliar o impacto do fluxo da injeção de água de segurança na superfície do vaso abaixo dos bocais, o impacto dos pequenos acidentes de perda de refrigerante (*Loss of Coolant Accident* - LOCA) e também para a análise de tensões em tubulações submetidas à estratificação térmica.

Wachs et al (1998) apresentaram um estudo do fenômeno de estratificação térmica que ocorreu no protótipo em escala real do Reator AP600, do laboratório de hidrotermia da Universidade do Estado de Oregon nos EUA. O protótipo foi construído para simular acidentes de perda de refrigerante (LOCA) em reatores nucleares. Durante os primeiros estágios dos experimentos ocorreu a estratificação térmica nas tubulações que simulam as pernas frias do reator, na região próxima à junção com o gerador de vapor.

Tubos com pequenos diâmetros são considerados imunes aos efeitos da estratificação térmica. Shümann (1998) estudou numericamente a estratificação térmica e quantificou os carregamentos resultantes dela em tubos com diâmetros nominais de até 25 mm (33,7 mm x 2,6 mm) conectados ao circuito primário de reatores a água pressurizada. Para realizar as simulações numéricas e analisar a dependência das tensões térmicas em relação ao escoamento, o autor utilizou um modelo de elementos finitos tridimensional acoplado à transferência de calor (ANSYS/FLOTRAN). O modelo utilizado permitiu estudar o escoamento do fluido e a condução térmica na parede do tubo. As simulações foram feitas considerando a condição mais desfavorável de estratificação em um tubo com diâmetro nominal de 25 mm. Outras simulações foram realizadas para diferentes condições de estratificação e para tubos com diâmetros diferentes. Também foram avaliados os efeitos estruturais da estratificação térmica para estas condições diferentes. Os resultados indicaram que as tensões em tubulações com diâmetros nominais de até 25 mm ligadas ao circuito primário e contendo água, são pequenas, quando comparadas com as tensões admissíveis dos aços típicos utilizados nestas tubulações. A estratificação térmica formada na tubulação em estudo teve uma diferença de temperatura máxima de 15°C. Pela análise dos resultados, pode concluir que embora a diferença de temperatura entre o fluxo de entrada e o fluxo estacionário seja grande (300°C e 20°C, respectivamente), não é possível estabelecer uma diferença de temperatura estacionária significativa entre as camadas de fluido. Isto é devido à grande capacidade de dissipação térmica do material do tubo em relação à capacidade de dissipação térmica do fluido, o que força um equilíbrio nas temperaturas.

Baik et al (1998) fizeram uma análise transiente tridimensional da estratificação térmica em um tubo horizontal utilizando o código de computador FLUENT. Nesta análise são determinadas as distribuições de temperaturas e as velocidades de escoamento. Um estudo paramétrico foi realizado para determinar a influência na estratificação térmica da velocidade de entrada, da diferença de temperatura e da inclinação do tubo. A tubulação analisada foi a linha de surto de uma central nuclear, que em sua porção horizontal, tem diâmetro de 260 mm e comprimento de 25 m. Temperaturas externas à linha de surto foram medidas durante os testes pré-operacionais e foi determinada uma diferença máxima de temperatura de 140 K. Avaliações das condições de escoamento indicaram que o fluxo é estratificado na linha de surto durante o aquecimento e durante o resfriamento da central.

Sonnenburg (1998) apresentou os estudos da estratificação térmica e seus efeitos nas tubulações. Os estudos foram realizados em dois institutos de pesquisa da Alemanha, o HDR e o HPTF. Os estudos realizados no instituto HDR tinham a

finalidade de investigar as condições de escoamento que ocorrem na linha de alimentação durante operações da central com carga parcial. Estes estudos foram realizados em uma tubulação horizontal com 397 mm de diâmetro interno. Os estudos realizados no instituto HPTF tinham como objetivo investigar os fenômenos hidrotérmicos relacionados aos transientes do reator durante uma condição de acidente. Neste instituto os estudos foram realizados no pleno superior do dispositivo de testes e os fenômenos hidrotérmicos de um reator a água pressurizada tipo KWU em tamanho real foram simulados. Os testes de estratificação térmica apresentaram uma distribuição de temperatura vertical e uma faixa de transição muito estreita, de apenas alguns centímetros, entre a água fria e a água quente. A análise dos resultados destes experimentos utilizando um código CFD, permitiu concluir que o escoamento da maior parte da camada de transição se dá em regime laminar, o que dificulta a mistura da água das camadas quente e fria. Dentro do programa de estudos realizados no instituto HPTF, havia a tarefa de verificar a capacidade de mistura de fluxos de água a diferentes temperaturas. Neste instituto a perna fria em escala real do circuito primário de um reator a água pressurizada tipo KWU foi simulada, tendo a tubulação simuladora um comprimento de 10 m e um diâmetro interno de 0,75 m, como mostrado na Figura 2.2. A perna fria penetra no tampo inferior do vaso de pressão, que também foi simulado em escala real. Os testes revelaram que para qualquer condição da taxa de escoamento, ocorreu mistura completa entre as camadas de água, na região do sistema de refrigeração de emergência do núcleo, que está situado a 6 m a jusante do tampo inferior. Foi possível verificar pelos experimentos, que a água no tampo inferior permaneceu a uma temperatura mais alta que a temperatura da água de alimentação da perna fria. Foi constatado que a água quente do tampo inferior permanecia quase que estagnada e que, dependendo da velocidade do fluxo de alimentação, esta água quente fluía em contracorrente na tubulação da perna fria por até 0,91 m de distância. Outra constatação feita nestes estudos, relacionada à influência na formação da estratificação térmica, é o tipo de terminação da tubulação onde está o escoamento com água a menor temperatura. Uma curva ou uma grelha reduzirá a altura da água que flui em contracorrente para dentro da tubulação do fluxo de entrada. Os resultados dos experimentos realizados permitiram melhorar o programa de monitoramento nas centrais nucleares. Foi sugerida, com base nos estudos, a medição de temperaturas nas partes externas das tubulações em locais próximos aos bocais de entrada, locais propensos à formação de estratificação térmica. Foi sugerida ainda uma alteração na tubulação de entrada do gerador de vapor para evitar estratificação térmica. Foi sugerido inserir uma curva voltada para cima na entrada do bocal de injeção do gerador de vapor. Uma curva

nesta posição permitiria a água quente do gerador de vapor penetrar nela e durante a injeção de água fria ocorreria a mistura evitando a estratificação térmica no bocal de injeção.

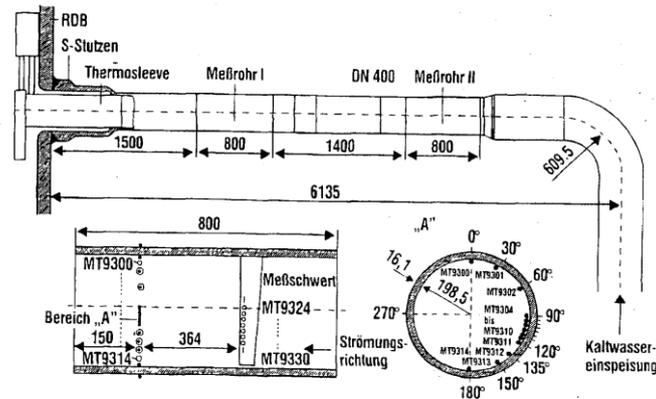


Figura 3.1 – Seção experimental do instituto HDR Sonnenburg (1998)

Com a publicação dos boletins 88-08 e 88-11 pelo NRC (88-08, 1988; NRC Bulletin 88-11, 1988), muitos órgãos licenciados implementaram programas de monitoramento para detectar a estratificação térmica e estabeleceram programas para evitar suas causas. Nakamori e um grupo de pesquisadores japoneses de uma concessionária de energia elétrica e de dois institutos da Mitsubishi se juntaram para estudar o fenômeno (1998). Pelo programa de monitoração e pelos estudos realizados para as condições de operação das centrais nucleares japonesas, os autores concluíram que o fenômeno da estratificação térmica não causaria falha nas tubulações destas centrais. Foram realizados testes de visualização da estratificação térmica, utilizando corante e fluido com 30% de CaCl_2 , para simular a diferença de massa específica entre a camada quente e a camada fria. Testes de vazamentos em válvulas ($\Delta p = 1,8 \text{ MPa}$) foram realizados, considerando pequenos e grandes vazamentos e testes com grande diferença de temperatura. Duas seções de testes compostas de tubulações com diâmetro nominal de 6" (168,28 mm) foram utilizadas nos experimentos. Uma das seções era constituída de um longo trecho horizontal de tubulação ($9,8 \cdot D$, sendo D o diâmetro da tubulação), com derivação para baixo da linha principal. A outra seção de testes tinha um curto trecho horizontal de tubulação ($1,0 \cdot D$) e sua derivação era para cima da linha principal. Ambas as seções de testes tinham uma válvula de inspeção nas posições de $9,8 \cdot D$ e de $1,0 \cdot D$, para simular os vazamentos. Estes experimentos determinaram que para uma taxa de vazamento de 10 kg/h a estratificação térmica é bem pequena, sendo esta taxa de vazamento

estabelecida como valor limite para as centrais do órgão licenciado. Nestas condições de estratificação térmica, a variação de tensão na saída da válvula é de 10 MPa, bem inferior ao limite de fadiga do material. Em vazamentos com taxa de 100 kg/h, vazamento semelhante ao ocorrido em Farley 2, a estratificação térmica ocorre e pode causar danos no material da tubulação, induzindo uma variação de tensão de 237 MPa na saída da válvula. Vazamentos com taxa de 30 kg/h formam estratificação térmica, porém a ciclagem térmica é baixa, não impondo danos significativos ao material da tubulação. Foi observado também pelos experimentos que a extensão da tubulação sob os efeitos da estratificação térmica aumenta com o aumento da taxa de vazamento.

Masson e Stéphan (1998) participaram do programa conduzido pela empresa francesa de energia elétrica EDF, o qual consistia em submeter um protótipo metálico do sistema de alimentação do gerador de vapor, em tamanho real, a vários regimes de estratificação térmica. Resultados muito úteis de estratificação térmica e de efeitos mecânicos foram obtidos, permitindo validar os modelos matemáticos utilizados. Um número de 4.000 ciclos de fadiga foi aplicado entre duas condições de estratificação estáveis. Após os experimentos, ensaios destrutivos foram feitos no material da seção de testes e trincas de 1,4 a 2 mm foram observadas. A seção de testes era constituída de uma curva de 90° soldada a dois trechos retos de tubulação, um horizontal (6.180 mm) e outro vertical (2.120 mm). O material da tubulação da seção de testes era aço A42 com diâmetro de 406,4 mm e com parede de 21,4 mm, como mostrado na Figura 3.2. A extremidade horizontal é fechada, a vertical tem uma abertura no tampo para injeção de água. A seção é engastada ao chão na parte horizontal e na parte vertical há um suporte para o peso. A seção de testes foi instrumentada em seções transversais da tubulação com termopares e com extensômetros. Três soldas no trecho horizontal da seção de testes foram feitas, deliberadamente fora dos padrões nucleares franceses e o tubo teve um acabamento superficial por jateamento. O propósito foi estudar os efeitos da geometria e do jateamento na resistência à fadiga. A pressão dos testes foi de 8 MPa (80 bar), a temperatura da água fria foi de 60°C, a vazão na faixa de 0,1 a 9 m³/h e a temperatura da água quente de 280°C. Os testes foram realizados mantendo as vazões de água fria e de água quente constantes e aguardando a estabilização da estratificação (trinta minutos). Para pequenas vazões de água fria a estratificação térmica é muito débil, não se estendendo ao longo da seção e não tendo efeitos de tensões significativos. Durante os experimentos não foram identificadas variações significativas na temperatura da interface de estratificação. Uma diferença máxima de temperatura de 30°C foi observada e uma frequência das oscilações na faixa de 0,1 a 1 Hz. Os autores determinaram um

coeficiente de transferência de calor de $3.500 \text{ W/m}^2/\text{°C}$ e mediram os deslocamentos globais na posição do suporte vertical, verificando que o deslocamento vertical foi de até 100 mm e o horizontal de até 50 mm.

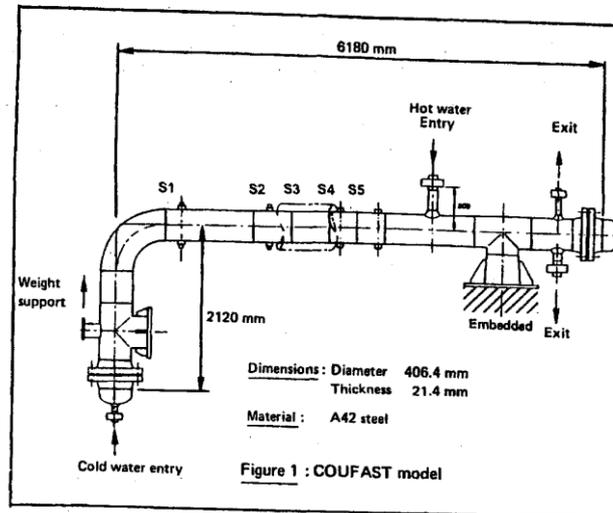


Figura 3.2 – Seção experimental COUFAST Masson e Stéphan (1998)

Com a finalidade de validar a base de dados e as técnicas analíticas utilizadas em projeto e em avaliação de vida remanescente de componentes de centrais nucleares que trabalham em altas temperaturas, Taylor et al (1998) propuseram simulações em laboratório utilizando diferentes ciclos térmicos e faixas de temperaturas, em corpos de prova de aço inoxidável tipo AISI 316. Em seu trabalho, o grupo de Taylor mostrou que é possível reproduzir, em componentes com escala laboratorial, significantes crescimentos de trincas quando estes estão submetidos às condições simuladoras das condições operacionais da central. Os resultados obtidos em seu trabalho foram utilizados como parâmetros para avaliar e validar o comportamento do crescimento de trinca dos métodos analíticos, baseado em dados experimentais obtidos em corpos de provas convencionais.

O trabalho apresentado por Guyette e Smet (1998) foi contratado pela empresa belga Tractebel, e tinha a finalidade de avaliar as flutuações de temperatura e os campos de tensões que surgem em tubulações, bocais, penetrações, corpos de válvulas, etc., quando submetidos ao fenômeno de estratificação térmica. Em muitas situações o fenômeno hidrotérmico, assim como o de estratificação, é muito difícil de ser modelado matematicamente, sendo requeridos experimentos para quantificá-lo. Os autores descreveram os métodos que foram desenvolvidos para analisar a fadiga e o crescimento de trincas em tubulações sujeitas aos efeitos da estratificação térmica. A

metodologia proposta é baseada em uma análise inversa com base nas funções de Green, que permite determinar a temperatura interna da parede do tubo e a temperatura do fluido, a partir da temperatura medida na parede externa do tubo. Com este procedimento é possível calcular em regime transiente as tensões locais de linhas de tubulações, o comportamento das tensões, dos deslocamentos, dos momentos e dos esforços de subsistemas de tubulações submetidos à estratificação térmica e a análise de estruturas complexas como bocais e penetrações submetidas à estratificação térmica. Uma cadeia de códigos de computador foi desenvolvida para implementar a metodologia proposta, que consiste em fazer uma análise inversa. Partindo das temperaturas e deformações medidas na parede externa das tubulações, os transientes térmicos do fluido e as tensões impostas ao componente sob estratificação térmica são determinados. Após os experimentos, que validaram a metodologia proposta, os códigos criados estão sendo utilizados em locais possíveis de ocorrer estratificação térmica. Por exemplo, para reavaliar os sistemas de alimentação de geradores de vapor de reatores a água fervente. Para monitorar e analisar as linhas de surto de pressurizadores de reatores a água pressurizada. Estão sendo utilizados também para monitorar e analisar bocais de alimentação de geradores de vapor e, para analisar os efeitos da estratificação térmica em bocais de geradores de vapor e para monitorar fadiga em linhas de água de alimentação.

O comportamento térmico da linha de surto, submetida a fluxo estratificado, pode ser razoavelmente simulado pela análise dos transientes térmicos e pela análise estrutural. Entretanto, este método de análise requer uma análise dinâmica do fluido para obter a distribuição de temperatura em função do tempo, seguida de uma análise estrutural estática. Por outro lado, tal método de análise não é eficiente para um estudo preliminar de uma linha de surto de uma nova central nuclear. Yoon et al (1998) apresentaram um método de análise simplificado, baseado em transferência de calor no regime estacionário e em análise estrutural estática, com o objetivo de reduzir a complexidade da análise e reduzir o tempo de processamento computacional. A metodologia desenvolvida neste trabalho utiliza modelos de elementos finitos tridimensionais e foi aplicada no estudo preliminar da linha de surto do pressurizador da central nuclear coreana de Younggwang, utilizando o código de computador ANSYS versão 5.4. Os resultados dos estudos feitos por esta metodologia foram comparados a valores medidos durante os testes da linha de surto da referida central nuclear, o que permitiu afirmar que este método de análise é eficiente para o projeto inicial de uma linha de surto sujeita a estratificação térmica.

Hytönen apresentou em seu artigo (1998) o estudo de dois casos de vazamentos devidos a trincas por fadiga de baixo ciclo de origem térmica, causados

pela estratificação térmica. Ambos os casos ocorreram na unidade II da central nuclear que opera com reatores do tipo VVER-440, de origem soviética e com adaptações finlandesas. Em um dos casos, o vazamento ocorreu no corpo da válvula do pressurizador da linha auxiliar do pulverizador da unidade II. Este evento ocorreu em maio de 1994 e ensaios de ultra-som na válvula corresponde da unidade I revelaram trincas ainda não passantes, levando à substituição desta válvula também. As observações feitas no corpo da válvula danificada mostraram que a trinca iniciou em um pequeno defeito interno no material (uma inclusão contendo titânio). O corpo desta válvula é forjado e o material é um aço inoxidável austenítico estabilizado por titânio X10CrNiTi189, conforme DIN 17740, Figura 3.3. Foram observadas estrias de fadiga e sinais de crescimento progressivo da trinca. Esta válvula está situada em uma linha onde de um lado há vapor a 325°C e do outro lado água a 250°C. Por esta diferença de temperatura, o que provoca dilatação diferenciada nos elementos vedantes, a válvula não conseguiu manter a estanqueidade e a água misturou com o vapor, permitindo a estratificação térmica, que causou a trinca. O outro evento de vazamento ocorreu em janeiro de 1997 na solda de uma conexão em “T” situada em uma junção em cruz de uma linha de tubulação entre as pernas quentes e frias do circuito primário, também da unidade II. Esta é uma conexão feita por processo de usinagem com dimensões de 60,3 x 5,5 mm, em aço inoxidável austenítico estabilizado por titânio X10CrNiTi189, conforme DIN 17740. Pelos estudos do material da conexão foi constatado que a falha ocorreu por fadiga causada pela estratificação térmica. O que permitiu a ocorrência da estratificação térmica foi uma fixação inadequada da válvula da junção em cruz, o que levou a vazamentos periódicos entre a perna quente e a perna fria.

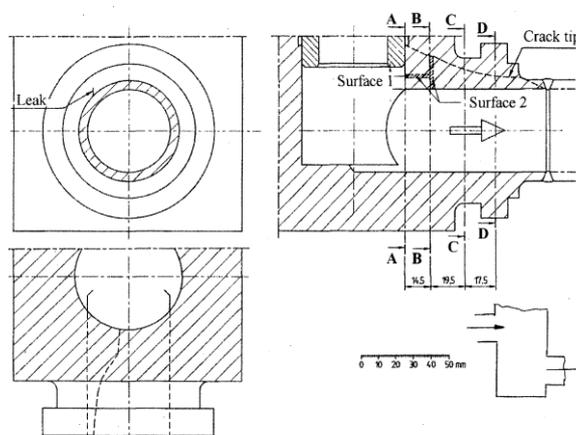


Figura 3.3 – Corpo da válvula em corte central VVER-440 Hytönen (1998)

Por ser um fenômeno sensível à geometria da tubulação e aos parâmetros hidrotérmicos, a estratificação térmica é um fenômeno localizado, não sendo observado pela instrumentação de operação existente na central nuclear (GOLEMBIEWSKI, KLEINÖDER e HOCH, 1998). Para estudar o fenômeno de estratificação térmica na linha de surto do pressurizador de um reator a água pressurizada, os autores apresentaram os resultados das medições feitas em seções da tubulação que passaram a monitorar. As seções foram escolhidas com o objetivo de aperfeiçoar o monitoramento. Estas seções receberam sete termopares externamente e igualmente distribuídos em uma semicircunferência determinada por um plano vertical. Foram escolhidas três seções de medição e os resultados mostraram que os carregamentos devidos à estratificação são locais, que os carregamentos são complexos quanto a magnitude e a frequência e que os carregamentos são específicos para o modo de operação. É de grande interesse evitar ocorrências de estratificação térmica, o que pode ser feito elaborando melhores procedimentos operacionais, pois a estratificação térmica parece ser sensível aos modos em que se operam as centrais nucleares.

Smet e Guyette (1998) apresentaram os resultados da campanha de medições feitas nas linhas de alimentação das centrais nucleares belgas de Doel e de Tihange. Estas centrais operam com reatores a água pressurizada e a campanha de medição tinha o propósito de avaliar os transientes de estratificação térmica naquelas tubulações. Algumas campanhas de medição acompanharam apenas o aquecimento e o resfriamento de algumas centrais, enquanto que outras duraram o tempo de uma ou duas trocas de combustíveis. O plano de medições consistia em determinar um número de seções de medição ao longo das linhas de alimentação, instalar nestas posições uma quantidade apropriada de termopares em uma metade da seção transversal da tubulação e registrar as medidas feitas a cada vinte segundos. Em muitas situações as medições foram utilizadas como dados para cálculos termoelásticos detalhados, para análise de fadiga das linhas de alimentação, para o cálculo de suas penetrações no prédio do reator e para o cálculo do bocal de alimentação do gerador de vapor. Em outros casos os transientes de estratificação observados pelas medições foram introduzidos nas especificações de projeto de substituição do gerador de vapor. Após a substituição do gerador de vapor, os transientes medidos durante o programa de medição implantado nas centrais nucleares foram semelhantes aos transientes reais medidos durante a operação do gerador de vapor.

O projeto da linha de pulverização do pressurizador da central nuclear de Grohnde, que opera com reatores a água pressurizada de 1.300 MWe da

Siemens/KWU, foi baseado em transientes característicos retirados das especificações de projeto. Porém, os resultados de medições feitas mostraram novas estratificações térmicas que não foram consideradas no projeto (METZNER et al, 1998). No entanto, ao invés de recalcular as linhas de pulverização e verificar se elas resistiam aos carregamentos impostos por estas novas estratificações, a opção foi estabelecer um plano de avaliação de integridade de longa duração. Este plano combina soluções de avaliação e análise das tubulações e de reparos nestas linhas. Em alguns casos a opção foi substituir parte das linhas onde a estratificação térmica ocorria ou mesmo por substituir a tubulação inteira ao invés de fazer uma análise. Esta decisão foi tomada com base nas dificuldades de combinar vários eventos de carregamentos e nos altos custos para fazer uma análise. O plano de avaliação de integridade de longa duração estabelecido, não se aplica apenas aos requerimentos para uma análise de fadiga. Ele pode ser utilizado para aperfeiçoar o escopo e os procedimentos de ensaios não destrutivos nas linhas de pulverização e aperfeiçoar os procedimentos operacionais.

Um trabalho de pesquisa incentivado pela empresa francesa de energia elétrica EDF, consistiu em determinar as origens e as conseqüências dos danos provocados por fadiga térmica nas linhas auxiliares do sistema de refrigeração dos reatores das centrais nucleares francesas (Navarro, 1998). Após o evento de vazamento ocorrido em Dampierre, um programa de instrumentação foi implantado para determinar os carregamentos térmicos reais impostos às tubulações e também para conhecer melhor os fenômenos hidrotérmicos que os causam. Estas medidas possibilitam conhecer os carregamentos térmicos reais nas linhas, o que permite explicar as causas dos danos surgidos nelas e comparar estes carregamentos reais com os de projetos. Pelas características da matriz energética francesa foi necessário instrumentar poucas unidades das centrais nucleares para que a maioria delas fosse contemplada pelo estudo realizado, sendo escolhidas as unidades 1 da central nuclear Blayais e a unidade 4 da central nuclear Cruas, ambas com capacidade de 900 MWe. Utilizando informações de eventos ocorridos em centrais nucleares de todo o mundo, os instrumentos foram posicionados nas posições mais sensíveis aos eventos, que em sua maioria foi nas soldas ou próximos a elas. O objetivo de implantar a instrumentação nestes locais era caracterizar os carregamentos térmicos nas tubulações, registrar os transientes reais para compará-los com os postulados, conhecer melhor os ciclos térmicos e descobrir fenômenos inesperados. O monitoramento foi realizado por um período entre duas trocas de combustíveis em cada uma das unidades. Esta monitoração permitiu verificar que as válvulas de retenção, próximas ao circuito primário, ficavam muito quentes, possibilitando a

propagação da estratificação por ciclos térmicos e por convecção natural a uma longa distância a jusante da válvula. Nestas regiões foram medidas estratificações importantes, enquanto que se pensava que ali havia água apenas fria. Os transientes verificados durante operação e durante testes periódicos estavam em conformidade com os postulados nos projetos.

Pirson e Roussel (1998) descreveram o acidente de vazamento na Unidade I da central nuclear de Tihange, ocorrido em junho de 1988. Nesta central os reatores são a água pressurizada e a causa do vazamento foi uma trinca passante localizada na última curva da linha do sistema de refrigeração de emergência do núcleo. A trinca foi localizada em um segmento da tubulação conectada diretamente à perna quente número 1, à montante do isolamento da primeira válvula de inspeção. A causa da trinca foi atribuída à fadiga térmica de alto ciclo, induzida pelo vazamento de água fria do sistema de refrigeração de emergência do núcleo que, misturando com a água quente da perna quente, levou à estratificação térmica na região da curva referida. Os autores apresentaram os resultados das análises realizadas e também fizeram uma descrição do evento. A curva era soldada ao trecho reto do tubo, fabricada em aço inoxidável do tipo AISI 304L com diâmetro externo de 168,28 mm e espessura de parede de 18,26 mm (6" Sch 160), pelo processo de forjamento. Após as avaliações e determinações das causas da origem das trincas, foram tomadas medidas de prevenção para evitar ocorrências surpresas de mesma origem. Foram instalados medidores de pressão, de temperatura, de vazão, válvula de alívio operada manualmente e válvula de inspeção com a finalidade de impedir a estratificação térmica.

Shirahama (1998) descreveu o fenômeno que causou a falha por estratificação térmica na central nuclear de Genkai Unit I que opera com reatores a água pressurizada. Foram apresentados os resultados das análises do acidente e foram sugeridas medidas para evitar a sua recorrência. Foi constatado que a falha por fadiga na tubulação, ocorrida em junho de 1988, foi devida à ciclagem causada pela estratificação térmica. Nesta central nuclear a estratificação térmica ocorreu, presumivelmente, porque água quente vazou pela válvula de isolamento do sistema de remoção de calor residual e misturou à água fria contida na tubulação horizontal do outro lado dela. A estratificação térmica nesta região causou fadiga térmica de alto ciclo, levando à formação e propagação de trincas. A trinca que provocou o vazamento estava localizada na solda da parte horizontal da tubulação entre a perna quente e a válvula de isolamento do sistema. A tubulação neste local possui diâmetro nominal de 8" (219,08 mm) com espessura de parede de 20,6 mm em aço inoxidável austenítico do tipo AISI 316.

Os fenômenos de estratificação térmica associados a vazamentos são fenômenos complicados e muito diversos entre si devido às grandes variações geométricas das tubulações e também às grandes variações nos fenômenos hidrotérmicos. Para entender os fenômenos de estratificação térmica e propor medidas que mitiguem seus efeitos, alguns métodos para prever e avaliar carregamentos térmicos relacionados a eles foram propostos por autoridades dos EUA (STRAUCH e BALTUS, 1998). Os métodos incluem a determinação da altura da interface de estratificação a partir da parte inferior interna do tubo, a extensão da linha que é aquecida pelo fluxo da tubulação principal, a extensão da derivação que sofre ciclagem térmica devida ao fluxo da tubulação principal e o aquecimento de uma derivação devido a vazamentos provenientes da linha principal. A metodologia proposta pode ser utilizada para postular carregamentos de origem térmica e assim avaliar os efeitos de vazamentos nas tensões e na fadiga das tubulações. Também pode ser utilizada para determinar os locais de monitoramento de temperaturas, para melhorar os programas de inspeção ou para projetar tubulações resistentes à fadiga para novas centrais nucleares. A altura da interface de estratificação a partir da parte inferior interna da tubulação pode ser calculada utilizando a equação de Froude que relaciona a temperatura e a taxa de vazamento, a temperatura do fluido estagnado e o diâmetro interno do tubo. A extensão da linha que é aquecida pelo fluxo da tubulação principal pode ser estimada relacionando a energia potencial do vazamento com a energia cinética da turbulência no trecho principal. Os autores constataram que a extensão da derivação aquecida é de até quinze vezes o seu diâmetro interno. Componentes de tubulação que estejam situados neste trecho da tubulação devem ser considerados vulneráveis a falhas por fadiga devida à estratificação térmica. A maioria dos eventos de vazamentos no sistema de refrigeração do reator ocorreu em uma posição na tubulação da derivação de até oito vezes o seu diâmetro.

Zdarek e Sima (1998) fizeram um trabalho de levantamento de dados para analisar os efeitos da estratificação térmica nas linhas de surto das centrais nucleares de Jaslovske Bohunice e de Dukovany na República Checa. Nestas centrais nucleares os reatores são do tipo VVER, para os quais os efeitos da estratificação térmica também não foram considerados no projeto. Este levantamento foi necessário para atender as recomendações de segurança que surgiram após os primeiros eventos de vazamentos que tiveram como causa trincas por fadiga com origem no fenômeno de estratificação térmica. O levantamento realizado seguiu a metodologia que já vinha sendo utilizada na usina de Loviisa, desde o evento de vazamento ocorrido nesta central nuclear. Por não haver dados suficientes em relação a estratificação térmica, não foi possível fazer uma avaliação dos seus efeitos nos componentes das plantas

em consideração. Para avaliar a extensão das medidas requeridas a serem implantadas e para estimar os impactos para operar com segurança, uma avaliação preliminar foi iniciada e os resultados foram apresentados. O objetivo foi identificar os efeitos relevantes das tensões devidas à estratificação e determinar um número mínimo de áreas de medição para obter uma avaliação quantitativa. É necessário o conhecimento mais detalhado das possíveis influências dos efeitos da estratificação, conhecimento este requerido pelas autoridades de segurança. Avaliações das linhas de surto mostraram que em várias seções da tubulação os coeficientes de segurança de LBB (*Leak Before Break*) estão próximos aos valores permitidos.

Foi instituído um grupo de trabalho no instituto alemão IPSN-GRS para estudar os eventos de vazamento relacionados a falhas por fadiga térmica ocorridos em centrais nucleares (*Committee on the Safety of Nuclear Installations*, 1998). O objetivo deste grupo de trabalho era avaliar as medidas tomadas para sanar o problema e também propor recomendações, baseadas nas medidas tomadas, para evitar que o incidente ocorresse novamente. O grupo de trabalho concluiu que os eventos ocorridos nas centrais nucleares contempladas neste estudo, foram devidos a carregamentos desconhecidos até então que não foram considerados no projeto. Os carregamentos identificados pelo grupo foram flutuações térmicas cíclicas, vibrações, tensões excessivas devidas a condições de contorno não conformes, tensões residuais excessivas na superfície dos materiais devidas a fabricação ou construção e condições de superfície favoráveis.

Bieniussa e Reck (1999) desenvolveram equações suplementares que permitem aos códigos e padrões nucleares KTA padrão e KTA 3201.2 considerarem em suas análises simplificadas de tensões e de fadiga, os carregamentos de estratificação térmica. A aplicação e eficiência das equações desenvolvidas foram demonstradas em simulações práticas, obtendo resultados confiáveis.

Lee et al (1999) estudaram os danos por oscilação térmica no protótipo francês de um reator regenerador rápido. É apresentado um procedimento de avaliação termo-mecânico e de mecânica da fratura do dano por oscilação térmica, em uma junção em "T" da tubulação secundária. O procedimento de avaliação foi baseado no método de Green e no método de elementos finitos. O carregamento hidrotérmico utilizado na análise era um carregamento térmico aleatório, calculado pela análise hidrotérmica da mistura turbulenta de dois fluidos a diferentes temperaturas. Os danos de fadiga termo-mecânica foram avaliados seguindo as orientações do código ASME em sua seção III e subseção NH. Os resultados da análise indicaram que ocorreria falha da junta soldada após 90.000 horas de operação. A avaliação para o comportamento a fratura da junta soldada indicou que a trinca iniciaria em um estágio inicial de operação

e que a sua propagação até o comprimento de 5 mm na direção da espessura da parede levaria 42.698,9 horas. Uma análise de instabilidade determinou que a trinca seria contida, o que correspondeu às observações feitas na superfície trincada. Os resultados das análises mostram uma boa concordância com os resultados das observações práticas.

Um estudo desenvolvido por Khaleel e Simonen (2000) estimou a probabilidade de vazamentos e rupturas de tubulações de reatores nucleares originadas em fadigas térmicas. O modelo de mecânica da fratura probabilística foi utilizado para estudar os efeitos relativos das tensões médias e do gradiente de tensões ao longo da espessura da parede do tubo e para estimar a confiabilidade das soldas da tubulação.

Um estudo de fadiga térmica com origem em variações periódicas de temperaturas causadas pela estratificação térmica do fluido foi apresentado por Zuchowski (2000). O autor apresentou um novo conceito de medida de dano e o verificou experimentalmente. Apresentou, também, os efeitos do estado de tensões no comportamento e no mecanismo de falha de aços austeníticos e o conceito da equivalência de carregamentos térmicos e mecânicos. O autor realizou estudos experimentais para verificar e comprovar os conceitos apresentados e apresentou um novo método de determinação da temperatura constante equivalente.

Até os eventos de vazamento de Farley 2 e de Thirange 1, não eram considerados os transientes de estratificação térmica no projeto de centrais nucleares, o que é válido para a central nuclear de Angra 1. Com base nisso, foi implementado um programa de monitoramento de temperatura em Angra 1, sendo escolhida a linha de surto do pressurizador como primeiro sistema de tubulação a ser monitorado. Após avaliações realizadas no sistema de tubulação da central, foi detectado que o sistema de remoção de calor residual, entre o sistema de refrigeração do reator e a válvula de isolamento, seria o local mais propenso à estratificação térmica. Maneschy e Suano (2000) apresentaram estudos experimentais e numéricos para avaliar a fadiga devida a ciclos térmicos de estratificação na linha do sistema de remoção de calor residual da central nuclear de Angra 1. O estudo experimental foi realizado medindo a temperatura externa da tubulação em cinco pontos distribuídos circunferencialmente e a 200 mm a montante da válvula de isolamento. Este sistema de tubulação é composto de um tubo em aço inoxidável tipo AISI 304, com diâmetro externo de 219 mm e espessura de parede de 23 mm. O perfil de temperatura obtido foi utilizado na análise numérica de transferência de calor e de cálculos de tensões para obter a distribuição de temperatura na seção do tubo e as tensões localizadas que ela causa. A superposição das tensões localizadas e dos esforços devidos à expansão térmica permitiu obter a resposta total da tubulação submetida a estes esforços. Pôde observar, pelo

monitoramento realizado, que os ciclos térmicos são altamente dependentes do nível de potência de operação da central, sendo mais intensos quando a central opera a 100% de sua capacidade. Os resultados das análises de tensões, nos pontos críticos de estratificação térmica, determinaram um fator de uso conservativo igual a 0,80 (36 ciclos diários) e um realístico de 0,47 (20 ciclos diários). Com base nestes valores, Maneschy e Suano concluíram que os ciclos térmicos de estratificação que ocorrem na central nuclear de Angra 1, não comprometem a integridade da tubulação do sistema de remoção do calor residual.

Kleinöder et al (2001) apresentaram o trabalho de implantação de um sistema de monitoramento de fadiga térmica na central nuclear de Mochovce, unidades 1 e 2. Com a implantação do programa, foi possível melhorar os procedimentos operacionais de maneira a reduzir os carregamentos de fadiga nas linhas do primário, o que ao longo dos anos resultará em um baixo fator de uso dos componentes envolvidos.

Jo et al (2001) apresentaram um método numérico eficiente que emprega uma malha não ortogonal ajustada à geometria do componente para calcular a estratificação térmica de fluidos em tubulações horizontais. O método desenvolvido permitiu considerar a geometria circular da parede do tubo, a interface dos fluidos a diferentes temperaturas e a variação de nível da interface. Este método foi utilizado para analisar a linha de surto do pressurizador de um reator a água pressurizada.

Uma análise numérica termoelástica bidimensional, utilizando o método de elementos de contorno e uma avaliação de fadiga térmica, devida à estratificação térmica, foram apresentadas por Furtado (2002) em seu trabalho de tese. Para validar os modelos propostos, o autor utilizou os resultados de avaliações da linha de remoção do calor residual da Central Nuclear de Angra 1.

Chellapandi et al (2002) estudaram numérica e experimentalmente os danos devidos à flutuação de temperatura em uma junção em "T", de tubulações em aço inoxidável tipo AISI 316, do circuito secundário de um reator PHÉNIX, que tem o sódio líquido como fluido de trabalho. As análises termomecânica e de fratura estimaram de forma satisfatória o tempo de iniciação de trinca (30-40 h) e de propagação até um tamanho de 5 mm (1.000 h), para o reator operando com uma diferença de temperatura de 90 K.

Backer et al (2002) realizaram um estudo para avaliar as modificações microestruturais do material submetido a esforços térmicos e mecânicos. Estas modificações aparecem durante os períodos de carregamentos cíclicos de origem mecânica ou de fadiga térmica decorrentes da estratificação térmica. Com o estudo realizado foi possível determinar o tempo de vida residual dos componentes. Para obter informações sobre alterações microestruturais que aparecem antes de iniciar a

trinca, o que corresponde a um período considerável da vida por fadiga, foram realizados estudos em corpos de prova de aço inoxidável tipo DIN 1.4541 e DIN 1.4550, em uma faixa de temperaturas desde a temperatura ambiente até a temperatura de 300°C.

Um trabalho de desenvolvimento e de aplicação de um modelo hidrotérmico analítico para prever a progressão do choque térmico pressurizado, decorrente da estratificação térmica, durante a injeção de emergência do refrigerante nas pernas frias do reator foi apresentado por Lele et al (2002). O aplicativo desenvolvido obteve bons resultados, que foram validados por outros trabalhos do grupo de estudos e foi utilizado para realizar uma análise da integridade do vaso do reator.

A capacidade operacional da instalação experimental denominada Dispositivo de Testes de LOCA (Loss Of Coolant Accident) – Efeitos Separados – DTLES, do Laboratório de Termohidráulica do CDTN foi considerada na definição das dimensões da seção de testes (REZENDE, 2000). O propósito desta consideração foi conservar o número de Froude (Fr) do escoamento do bocal de injeção do gerador de vapor. O número de Froude é um número adimensional que tem sido adotado em várias instalações para simular experimentos de estratificação térmica. Para uma determinada geometria da tubulação e para determinadas condições de escoamento é possível, pelo número de Froude, saber se a estratificação térmica existe ou não. Através do número de Froude também é possível determinar a altura da camada de separação entre o fluido quente e o frio. O número de Froude é dado pela Equação (3.1) (WHITE, 2002).

$$Fr = \frac{U_0}{\left(|g|D \frac{|\Delta\rho|_{\max}}{\rho_0} \right)^{1/2}} = \frac{1}{\sqrt{Ri}} \quad (3.1)$$

Nesta equação U_0 é a velocidade da água de injeção em kg/s, $(|\Delta\rho|_{\max} / \rho_0)$ a diferença de massa específica adimensional, D o diâmetro interno do tubo em m, g a aceleração devida à gravidade em m/s² e Ri é o número de Richardson.

A capacidade de operação do DTLES é dada por:

Volume do tanque de água quente de 0,3 m³;

Volume do tanque de água fria de 1 m³;

Vazão máxima da bomba de injeção de 5,3 m³/h para uma altura manométrica correspondente de 2,3 MPa (23 bar);

Pressão de trabalho do DTLES de 2,3 MPa (23 bar);

Produção de vapor 500 kg/h.

Jones (2003) estudou, em trincas com extremidade aguda, a dependência do fator de intensidade de tensão, em relação aos parâmetros da estratificação térmica com variação senoidal no espaço. O autor mostrou como o fator adimensional de intensidade de tensão varia com a amplitude adimensional de flutuação da estratificação térmica, com a profundidade da trinca e com o coeficiente de transferência de calor. A metodologia descrita pode ser aplicada a trincas com extremidade aguda, em geometrias finitas, desde que sejam conhecidos os campos de temperaturas e de deformação do corpo não trincado.

Deardorff (2004) apresentou um trabalho onde são realizadas análises de tensões e de fadiga em tubulações do sistema de refrigeração do reator, submetidas ao fenômeno da estratificação térmica. Para realizar as análises era necessário utilizar um código de projeto que considerasse a diferença de temperatura na seção do tubo, sendo escolhido para isto o código ANSYS e, modelando a tubulação com elementos de viga ou de tubo.

Um método de análise de fadiga de origem térmica em componentes mecânicos envolvendo o estudo de escoamento fluídico e cálculo computacional térmico e mecânico, utilizando modelos de elementos finitos foi apresentado por Constantinescu et al (2004). Os experimentos confirmaram a eficiência do método na determinação da localização da zona de defeitos e na estimativa de tempo de vida, porém os autores afirmaram que este método não pode ser aplicado diretamente à indústria nuclear por exigir que ocorra plasticidade e escoamento, simultaneamente, no componente em estudo.

Um trabalho de monitoramento de fadiga nos bocais de alimentação de água do vaso de pressão do reator da usina de Santa Maria de Garoña foi desenvolvido por Pando et al (2004). Os dados obtidos pelo monitoramento mostraram que o fator de uso devido à fadiga é menos intenso do que o que fora estabelecido em projeto. Isto porque os transientes que causam a fadiga térmica são menos intensos e ocorrem em frequências menores que os estimados na fase de projeto.

Em seu trabalho, Hu e Kazimi (2004) fizeram estudos de referência (*benchmark*) utilizando a técnica de simulação de grandes vórtices (LES) e compara os resultados com os experimentos realizados em uma junção em “T” de uma tubulação onde há mistura de fluidos. Os resultados das simulações apresentaram uma boa concordância com os resultados experimentais. No entanto, as simulações numéricas de análise de oscilações térmicas de grandes sistemas são demoradas e dispendiosas. Em vista disto, os autores propuseram uma metodologia inovadora para simplificar a modelagem de oscilações térmicas em grandes sistemas. O método

proposto faz uma correlação entre as oscilações de temperatura de resfriamento com o gradiente de temperatura do estado estacionário, obtido pelo modelo de *Reynolds-Averaged-Navier-Stokes* (RANS). Os experimentos de estratificação térmica foram realizados nos laboratórios da empresa japonesa Hitachi e utilizaram um “T” em acrílico para a visualização do fenômeno, o que foi possibilitado pela injeção de água quente com corante pelo ramal da tubulação. A junção em “T” foi modelada considerando o ramal com um comprimento de região de mistura de 0,8 m. A malha na região da camada limite foi mais refinada e, para a primeira camada, a malha teve uma espessura de 0,1 mm, sendo incrementada com a taxa de crescimento de 1,2 na região da camada limite. A menor espessura das células no fluxo desenvolvido foi de 3 mm e o total das células foi de 1.300.000. As simulações foram realizadas em uma servidora de quatro processadores com 4 Gb de memória. Com um equipamento deste porte, a simulação para um tempo de escoamento de 3 segundos durou entre 6 e 8 semanas. Para melhorar o tempo de cálculo computacional, os autores propuseram um método simplificado para avaliar as oscilações térmicas. O método é baseado nas observações dos estudos de simulação utilizando o método de simulação de grandes vórtices. Por estas observações foi possível constatar, que a flutuação da temperatura de refrigeração é proporcional ao gradiente espacial de temperatura. Observando que o perfil médio de temperatura obtido pela simulação de grandes vórtices era similar ao do modelo turbulento de *Reynolds-Averaged-Navier-Stokes*, foi percebido que era possível utilizar simulações estacionárias de RANS para localizar as regiões sujeitas a grandes flutuações de temperaturas. Os autores acreditam que se este método puder ser demonstrado com sucesso, haverá uma redução no tempo de simulação das oscilações térmicas de aproximadamente duas vezes o tempo gasto pelas simulações que utilizam a metodologia de simulações de grandes vórtices.

Lee et al (2004) discutiram os efeitos que alguns parâmetros da estratificação térmica têm na fadiga térmica e na possível propagação de trinca na parede do tubo. Os parâmetros abordados no estudo foram o coeficiente de transferência de calor do fluido para a parede do tubo, a diferença de temperatura entre o fluido quente e o frio e a frequência da oscilação da temperatura do fluido. A metodologia de trabalho adotada consistiu primeiramente em determinar a temperatura da parede sob a condição de temperatura flutuante do fluido. Em seguida calcularam as tensões térmicas e o fator de intensificação de tensão tendo como base a temperatura da parede do tubo. Prosseguindo os trabalhos e, com base no método de correlação entre fadiga e ambiente sob influência de corrosão, calcularam o número de ciclos requeridos para levar à falha do tubo, considerando um tamanho inicial de trinca. E, finalmente, estudaram a sensibilidade das variáveis em foco, baseando na distribuição de

temperatura do fluido, calculada por um código CFD. Pelos estudos realizados puderam perceber que o coeficiente de transferência de calor do fluido para a parede e a diferença de temperatura entre as camadas de fluido, afetam as variações do fator de intensificação de tensão, o qual afeta o tempo para iniciar e o tempo para propagar a trinca. Observaram que a pressão interna da tubulação afeta a razão entre o valor mínimo e máximo do fator de intensificação de tensão, o que afeta a taxa de propagação da trinca. Constataram também que a frequência de oscilação da temperatura tem uma faixa nociva para a propagação de trincas por fadiga e que esta faixa nociva depende do material do tubo e das condições do fluido.

No programa alemão de pesquisa em segurança de reatores, existe a tarefa de desenvolvimento de um código de análise (PROST) para estimar vazamentos e probabilidade de ruptura de tubulações em centrais nucleares (SCHIMPFKE, GREBNER e SIEVERS, 2004). O objetivo em longo prazo deste desenvolvimento é fornecer probabilidade de falhas de componentes passivos para uma análise de segurança probabilística de centrais nucleares. Neste trabalho os autores apresentaram as principais características e as conquistas teóricas obtidas até o estágio atual de desenvolvimento do código. O código foi escrito em Java++ para micro computadores e ambiente UNIX. As incertezas dos dados de entrada do código, quais sejam geometria do tubo, propriedades do material e tamanho da trinca para um determinado problema de fadiga são tratadas por funções de distribuições estatísticas. As funções de distribuições estatísticas que o código utiliza para simular as incertezas dos parâmetros envolvidos são a normal, a lognormal, a Weibull e a exponencial. O código também realiza cálculos determinísticos considerando parâmetros com valores fixos. Para um mesmo problema, simulado em diferentes códigos já consagrados e pelo código desenvolvido, os resultados foram bem compatíveis.

Meshii et al (2005) apresentaram um método simplificado para avaliar o limite superior do valor da faixa do fator de intensidade de tensão de um tubo com trinca circunferencial em sua parede interna e submetido a oscilações térmicas em estado permanente. O método se aplica a tubos que tenham uma relação de razão entre o raio médio e espessura de parede na faixa de 10:1. Para implementar o método foi feita uma combinação da solução analítica para a temperatura e um método de avaliação analítico-numérico do fator de intensidade de tensão. Os dados de entrada para avaliar o fator de intensidade de tensão são a variação de temperatura ΔT , a razão entre o raio médio e a parede do tubo r_m/W , o coeficiente de expansão térmica e o coeficiente de Poisson do material do tubo. Diferentemente de outros métodos de avaliação, na aplicação deste método não é necessário realizar análises transientes do fator de intensidade de tensão e nem análise de sensibilidade da frequência das

oscilações térmicas no valor da faixa do fator de intensidade de tensão. Os estudos foram realizados em um tubo com restrições a rotações, porém com deslocamento livre em suas extremidades e com isolamento térmico em sua superfície externa. Internamente o tubo foi aquecido com um fluido de coeficiente de transferência de calor constante, cuja temperatura flutua senoidalmente com amplitude constante ΔT .

Hu e Kazimi (2006) afirmaram em seu trabalho que oscilações térmicas caracterizam o fenômeno que ocorre quando camadas fria e quente de fluido se juntam, resultando em flutuações de temperatura da mistura do fluido refrigerante próxima à parede do tubo. As oscilações na temperatura do fluido refrigerante podem causar tensões térmicas cíclicas e a subsequente quebra por fadiga do material da parede do tubo. As oscilações da temperatura do fluido refrigerante, devidas às oscilações térmicas, são de frequência relativamente alta, sendo da ordem de vários ciclos. A predição de fadiga térmica em junções em “T”, dos sistemas de tubulações das centrais nucleares, é um assunto desafiador e necessário para o gerenciamento de vida destes sistemas de tubulações de uma central nuclear. As flutuações térmicas têm sido identificadas como sendo o fenômeno causador das falhas por fadiga térmica nas junções em “T” dos sistemas de tubulações de centrais nucleares. As áreas suscetíveis a oscilações térmicas incluem os componentes das saídas do núcleo tais como o pleno superior do núcleo, os tubos guias de fluxo e os tubos guias superiores das barras de controle. Fora da região do núcleo do reator, componentes onde fluxos quente e frio estão em contato, tais como junções em “T”, cotovelos e locais com vazamento em válvulas, são também suscetíveis às oscilações térmicas. Os sistemas de tubulações que são mais suscetíveis a trincas por fadiga devidas a oscilações térmicas são os “T” de misturas dos sistemas de remoção de calor residual dos reatores a água fervente e dos reatores a água pressurizada. Neste trabalho os autores utilizaram o código de computador FLUENT para realizar as simulações de oscilações térmicas utilizando a metodologia de simulação de grandes vórtices (LES). Os experimentos, cujos resultados foram utilizados para validar os resultados das simulações numéricas, foram realizados por um grupo de pesquisadores da Sociedade Japonesa de Engenharia Mecânica. Este grupo de pesquisadores visava estabelecer orientações para realizar avaliações de fadiga de alto ciclo. Os experimentos foram realizados em duas junções “T”, cada uma com um tipo de escoamento. Em uma junção os fluxos vinham pelo ramal em sentido contrário um do outro e seguiam para a derivação e na outra junção um fluxo vinha pelo ramal e o outro pela derivação e seguiam pelo ramal. Os resultados das simulações, comparados aos dos experimentos, apresentaram uma boa precisão. As maiores temperaturas médias calculadas foram maiores que aquelas medidas. As temperaturas de oscilações

calculadas foram discrepantes das mesmas temperaturas medidas, possivelmente pela temperatura de oscilação predita ter sido maior que a medida ou porque os aparelhos de medição não têm resolução suficiente para medir as altas frequências de oscilação da temperatura.

Rezende et al (2006) apresentaram uma metodologia desenvolvida para simular numérica e experimentalmente um fluxo monofásico estratificado no bocal de injeção de um gerador de vapor de um reator nuclear. Os parâmetros de estratificação utilizados para realizar as simulações foram: pressão do sistema de 2,11 MPa (21,1 bar), temperatura da água quente inicial de 217°C, temperatura da água fria de 27°C e vazão de água fria de 0,13 l/s. O dispositivo de testes consiste de um vaso de pressão para simular o gerador de vapor, uma tubulação reta, uma curva de 90° e uma tubulação vertical, todas com diâmetro nominal de 5" (141,3 mm) e espessura de parede de 3/8" (9,5 mm) em aço inoxidável tipo AISI 304. Há um prolongamento da tubulação horizontal para dentro do vaso de pressão para que o experimento se aproxime ao máximo possível da geometria real do gerador de vapor. O objetivo do trabalho foi estudar as configurações do fluxo e entender a evolução do processo de estratificação térmica. Foram apresentados os resultados de um experimento realizado, os quais foram comparados com as simulações numéricas. A tubulação reta foi instrumentada em três seções de medições, cada uma delas contendo termopares externos à parede do tubo, internos à parede do tubo e verticalmente ao longo do diâmetro interno do tubo. Os posicionamentos dos termopares fixados interna e externamente à parede do tubo, estão em ângulos que correspondem à cota dos termopares distribuídos ao longo do diâmetro do tubo. As simulações numéricas foram realizadas utilizando o código de computador CFX 5.7, que utiliza o método dos volumes finitos para realizar os cálculos. O código utiliza cinco módulos para processar a simulação. Um módulo de construção da forma geométrica, um de geração de malha, um de definição das condições de contorno e de definição das condições físicas, um de cálculo e um de pós-processamento e visualização dos resultados. Foram considerados dois domínios de simulação, um sólido, correspondendo ao tubo e outro fluídico, correspondendo à água em seu interior. Em regiões de orifícios da tubulação, houve refinamento da malha para melhorar os resultados da simulação. O modelo de turbulência RNG $k-\varepsilon$ com função de parede escalar e o modelo de arraste completo foram adotados. Os resultados das simulações numéricas mostraram que no tubo horizontal a dianteira do fluxo de água fria provoca uma mudança de direção do fluxo quente na parte superior do tubo. Na extremidade vedada do tubo, próximo aos furos de saída laterais, a dianteira do fluxo de água fria retorna, formando outra dianteira fria em contracorrente com a camada

mais baixa de água fria. Este fluxo em contracorrente causa oscilações térmicas na interface entre as camadas de água. As oscilações de temperatura na interface entre as camadas de fluidos quente e frio é um dos mais importantes efeitos que podem ocorrer durante o processo de estratificação térmica. Este efeito foi detectado durante as simulações experimentais, tendo uma frequência de aproximadamente 0,25 Hz. As simulações numéricas tiveram resultados bem próximos dos resultados medidos durante as simulações experimentais. As simulações numéricas, assim como as experimentais, mostraram a formação de um fluxo de água em contracorrente, a partir da extremidade vedada do bocal.

Kweon et al (2007) realizaram simulações numéricas para determinar as tensões em uma tubulação horizontal submetida à estratificação térmica. O objetivo dos autores foi o de adicionar um termo à equação do ASME B&PV seção III subseção N-3600 que calcula esforços devidos a cargas térmicas. A intenção de modificar esta equação é torná-la menos conservativa e determinando o pico de intensificação de tensão devido ao carregamento de estratificação térmica. A simulação numérica utilizou elementos finitos com elemento hexaédrico de 8 nós, malha de 41.184 nós e 30.672 elementos. A tubulação modelada tinha 5.080 mm de comprimento, diâmetro interno de 215,9 mm e parede de 19,1 mm. As simulações foram realizadas para um tempo de 1.500 s, utilizando o código comercial ABAQUS.

Kim et al (2007) realizaram estudos experimentais de estratificação térmica nos bocais de injeção dos geradores de vapor de plantas nucleares de dois fabricantes. Os estudos compararam as plantas de fabricação da Westinghouse e as KSNP de fabricação coreana, em centrais nucleares instaladas na Coreia. Pode ser observado pelos estudos realizados que nas plantas de fabricação coreana a estratificação térmica dificilmente se estabelecia, enquanto que, nas da Westinghouse a estratificação era fortemente caracterizada. O sistema experimental foi projetado para atender a similaridade dinâmica, apesar das simplificações. A diferença da intensidade da estratificação térmica nas plantas estudadas foi atribuída pelos autores à diferença na concepção de seus projetos. As plantas nucleares da Westinghouse são de concepção antiga, quando não se consideravam os efeitos da estratificação térmica nas tubulações. As plantas coreanas são de concepção mais recente e estes efeitos foram incorporados aos seus projetos.

Boros e Aszódi (2008) simularam com código CFD os efeitos da estratificação térmica na linha de surto de um reator VVER-440 da central nuclear de Paks. Os autores utilizaram os resultados de temperaturas medidos externamente à tubulação como dados de entrada. Nesta tubulação foram instalados sete termopares distribuídos à mesma distância vertical um do outro em um semicírculo de sua seção

transversal. Este sistema de monitoramento detectou diferenças de temperaturas máximas na faixa de 140°C a 150°C durante o aquecimento da planta. Porém, durante a operação normal a diferença de temperatura monitorada foi na faixa de 30°C a 35°C. A tubulação simulada numericamente tem diâmetro interno de 207 mm, comprimento de 14 m e isolada termicamente. Os parâmetros das condições de contorno foram estimados com base nos indicadores de operação da planta. Os valores utilizados na simulação foram: o fluxo de alta temperatura (240°C) vem do pressurizador para a linha de surto a uma velocidade de escoamento de 0,03 m/s; no circuito primário o fluido frio (140°C) escoava a 1.500 kg/s e não há diferença de pressão entre eles. As simulações com 678.000 elementos volumétricos hexaédricos foram feitas para um tempo de 2.200 s, com passo de integração de 1 s em regime laminar. As simulações confirmaram a existência de estratificação térmica durante o aquecimento da planta, bem como, o seu desaparecimento quando a planta entra em regime de operação estacionário.

4 METODOLOGIA

Para realizar os experimentos de estratificação térmica, inicialmente foi preciso projetar e construir a seção experimental que pudesse simular o bocal de injeção do gerador de vapor. Por outro lado, em trabalhos experimentais, as medições são de grande importância para os resultados que se almeja. Assim, além do cuidado de medir o que realmente interessa para o estudo, os instrumentos utilizados têm de ser calibrados e perfeitamente instalados no equipamento objeto do estudo a ser realizado. Por isso, estes dois tópicos serão os primeiros a serem abordados na metodologia de trabalho.

4.1 Fabricação da Seção de Testes

Para realizar os experimentos hidrotérmicos de estratificação térmica, foi projetada uma seção de testes que foi montada em uma instalação experimental já existente no Laboratório de Termohidráulica do CDTN. A instalação experimental, denominada Dispositivo de Testes de LOCA – Efeitos Separados – DTLES, foi projetada para simular acidentes de perda de refrigerante (LOCA em inglês) em reatores nucleares a água pressurizada. O DTLES foi construído para realizar experimentos que reproduzam os fenômenos hidrotérmicos bifásicos que ocorrem durante as fases: final de despressurização, enchimento e inundação do núcleo do reator. Esses fenômenos são o escoamento paralelo e em contracorrente de água e vapor, em regimes transientes e estacionários e, também o bloqueio da água de refrigeração de emergência pelo vapor que sai do núcleo do reator.

Para montar a referida seção experimental no DTLES, foram necessárias algumas modificações em suas instalações. As modificações realizadas foram necessárias porque nem todos os equipamentos e sistemas do DTLES são necessários para o experimento de estratificação térmica. Da instalação do DTLES foram utilizados dois vasos de pressão, a caldeira para gerar vapor, a bomba de injeção de água fria, a bomba de recirculação, válvulas, instrumentação e trechos da tubulação. Foi necessário também, construir uma estrutura anexa à estrutura do DTLES para comportar os equipamentos e a seção de testes do experimento de estratificação térmica. São mostrados na figura 4.1.1 os preparativos do DTLES para receber a seção experimental. Nesta figura são mostrados os detalhes do DTLES antes da montagem da seção experimental, a qual foi montada na posição indicada pela seta.

O segmento da seção de testes, onde foram medidos os parâmetros dos experimentos de estratificação térmica, é constituído de um tubo em aço inoxidável na posição horizontal, com diâmetro externo de 141,3 mm, parede de 9,5 mm de espessura e comprimento de 2.000 mm. A seção de testes é constituída também de um joelho de 90° e de um tubo vertical de 500 mm de comprimento. Todas estas partes da seção de testes têm a mesma bitola, e são conforme a bitola de um tubo comercial 5" Sch 80 (diâmetro de 141,3 mm e parede com espessura de 9,5 mm). Na Figura 4.1.2 pode ser vista a seção de testes e suas características geométricas. As dimensões e geometrias da seção de testes são adequadas à simulação tanto do bocal de entrada do gerador de vapor quanto do trecho horizontal reto da linha de surto do pressurizador e foram projetadas de maneira a propiciar o estudo do fenômeno da maneira mais abrangente possível. O material da tubulação da seção de testes é em aço inoxidável AISI 304L (DA SILVA, PALMA e MANSUR, 2005).



Figura 4.1.1 – Visão parcial do DTLES Rezende (2000)

Com o intuito de simular o bocal de entrada do gerador de vapor, um prolongamento segmentado da seção de testes com 450 mm de comprimento, com tubo de mesma bitola, é posicionado dentro do vaso de pressão que simula o gerador de vapor. Um esboço da seção de testes, com o prolongamento segmentado, é mostrado na Figura 4.1.6. Este prolongamento interno ao vaso de pressão é tamponado em sua extremidade, havendo furos em sua parte superior para o escoamento da água de entrada.

Para medir as temperaturas de estratificação térmica do fluido e também as deformações da seção de testes, foram definidas posições de fixação de termopares e

de extensômetros. Para isto, foram definidas três posições de medições de temperaturas ao longo do comprimento horizontal da seção de testes. As posições de medição I, II e III foram instrumentadas com termopares e com extensômetros. Nestas posições de medição, sondas com termopares foram introduzidas no tubo para medir as temperaturas das camadas de fluido. Externamente ao tubo e, em posições correspondentes às alturas dos termopares das sondas, foram brasados termopares para medir as temperaturas da parede do tubo. Externamente nas posições I, II, e III e, nas posições B, C, D e E, foram montados extensômetros, para monitorar as deformações sofridas pelo tubo da seção de testes. Na posição A foram introduzidos dois termopares, situados a 90° um do outro e à mesma altura. Estes termopares detectam o instante que a água fria penetra na seção de testes.

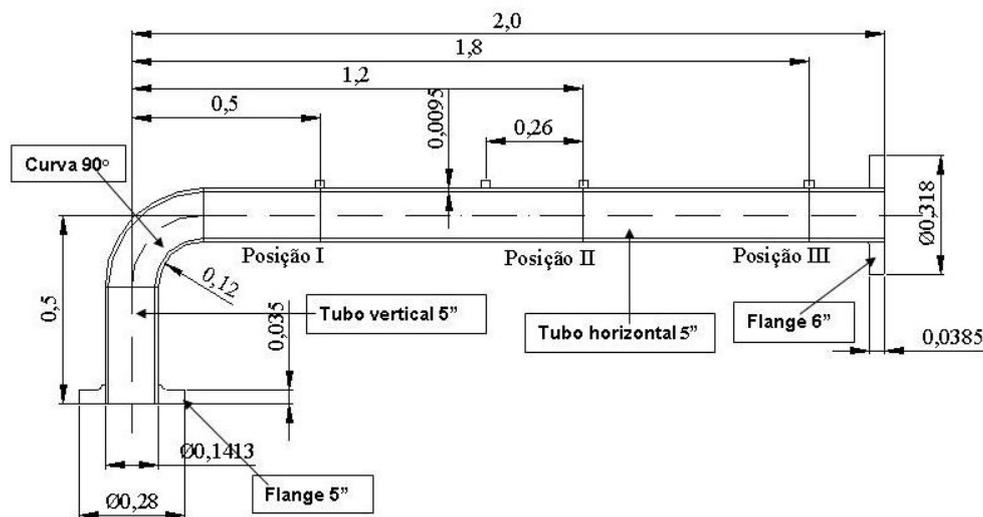


Figura 4.1.2 – Detalhes da seção de testes

A seção de testes é o principal componente estudado neste trabalho, por isso, ela merece uma atenção especial. Foi preservada uma porção do material da tubulação para servir como testemunha do seu estado inicial e também para avaliar a quantidade de dano induzida nele. Os acessórios da seção de testes, quais sejam flanges e curva de 90° também seguiram a especificação comercial de 5" Sch 80. A classe de pressão considerada na especificação destes acessórios foi 300 psi (2 MPa). Na fabricação da seção de testes, a curva de 90° foi soldada em uma extremidade do tubo horizontal e o flange de 6 polegadas em sua outra extremidade. O tubo vertical foi soldado na outra extremidade da curva de 90°, formando assim uma estrutura em forma de "L". Por sua vez, o flange de 5 polegadas foi soldado na outra extremidade do tubo vertical.

Para posicionar internamente os termopares a seção de testes foi perfurada nas posições de medição I, II e III e peças foram soldadas nestas posições para que sondas com termopares pudessem ser introduzidas. Na Figura 4.1.3 é mostrado o disco da sonda III com os anéis de vedação dos termopares alojados nele e um anel de vedação dos termopares mostrado em detalhes. Na Figura 4.1.4 é mostrada a montagem da sonda III preparada para ser inserida no corpo que será soldado na seção de testes. Na Figura 4.1.5 é mostrada a sonda da posição II montada e pronta para ser inserida na seção de testes.



Figura 4.1.3 – Disco com anéis de vedação para termopares – sonda III

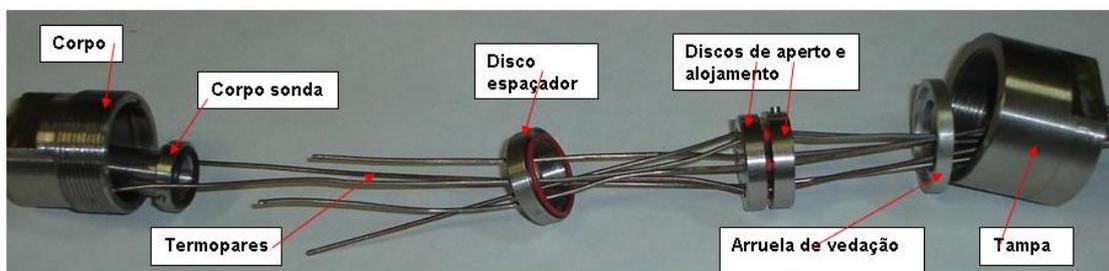


Figura 4.1.4 – Conjunto completo em posição de montagem sonda III



Figura 4.1.5 – Sonda II montada com seus 10 termopares

A seção experimental foi instrumentada com 56 termopares (25 de sonda e 31 externos) e 19 rosetas retangulares de extensômetros. Estes instrumentos foram distribuídos ao longo da seção de testes como mostrado na Figura 4.1.6. Os termopares de parede foram fixos circunferencialmente em posições correspondentes às alturas dos termopares de sonda. Na Figura 4.1.7 podem ser vistas estas correspondências entre posição circunferencial e altura dos termopares de parede e de sonda para as posições de medição I, II e III. Os termopares externos foram fixos na parede do tubo da seção de testes pelo processo de brasagem com liga de prata. A liga de prata utilizada no processo de brasagem funde à temperatura de 660°C, sendo esta temperatura monitorada para cada termopar brasado. Na Figura 4.1.8 pode ser visto um detalhe dos termopares brasados na posição de medição II, sendo o mesmo feito para as posições I e III. Todos os termopares utilizados para monitorar as temperaturas do experimento de estratificação térmica são do tipo K, com isolamento mineral, bainha com diâmetro de 1 mm em aço inoxidável AISI 316. Na Figura 4.1.7 pode ser vista a identificação de cada termopar utilizado no monitoramento da estratificação térmica. A nomenclatura adotada foi a mesma da seção de testes utilizada em estudos hidrotérmicos da estratificação térmica (REZENDE, 2000).

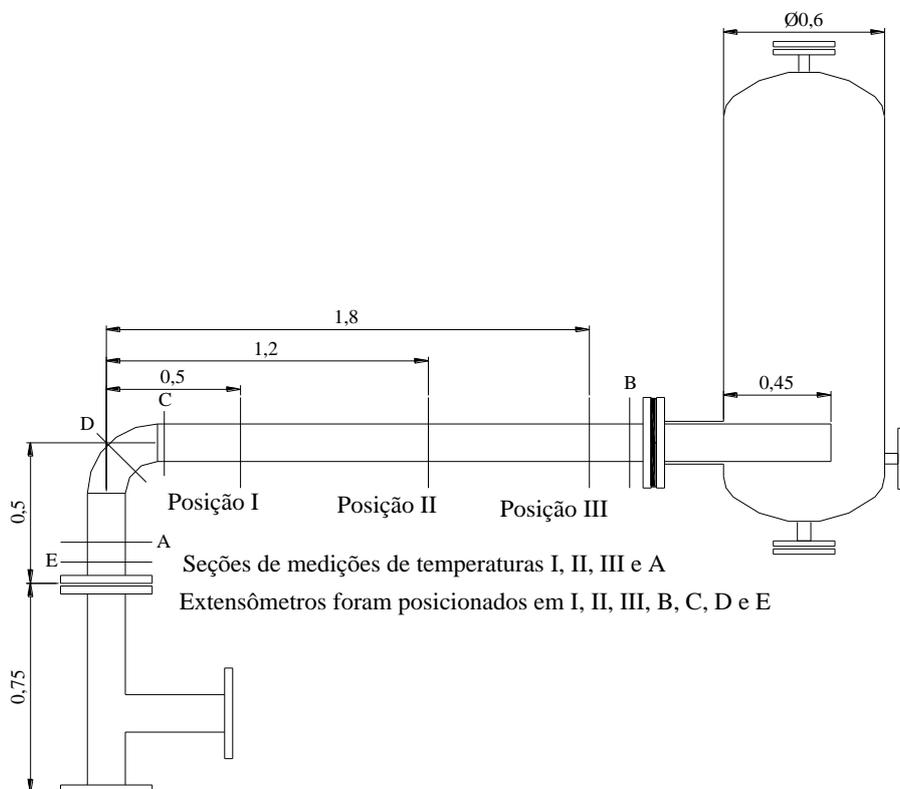


Figura 4.1.6 – Esboço da seção de testes e simulador do GV

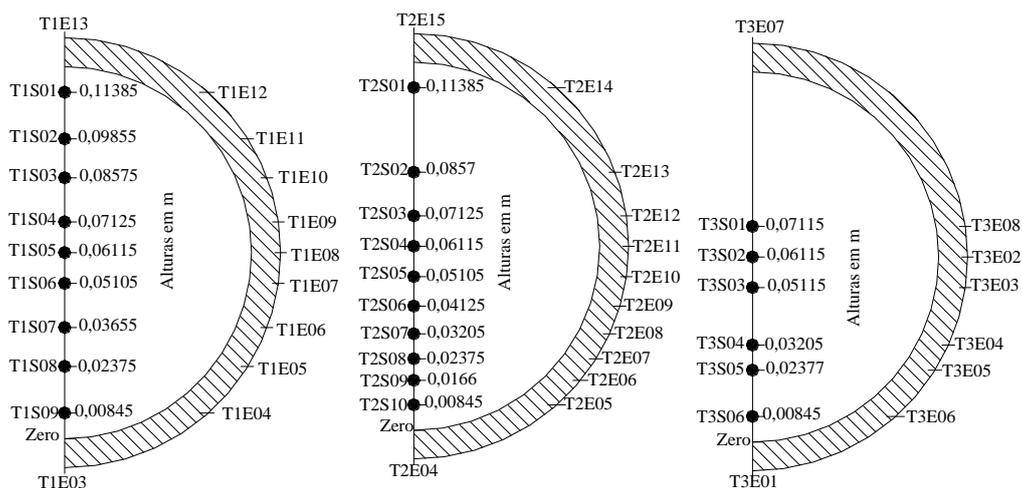


Figura 4.1.7 – Posicionamento dos termopares nas posições I, II e III

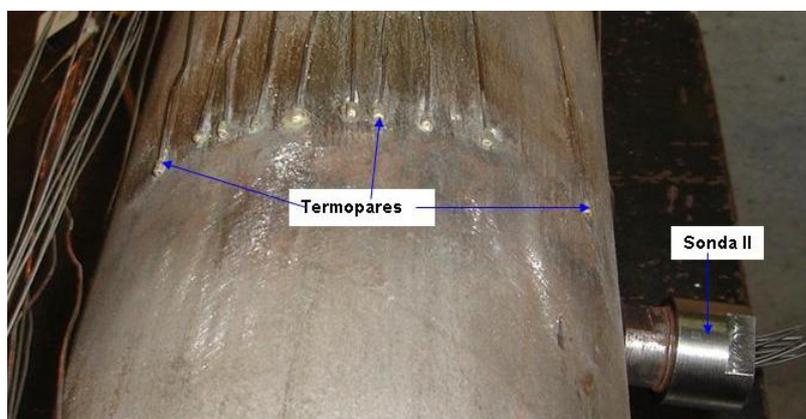


Figura 4.1.8 – Termopares externos brasados na posição II (10 termopares)

Foram coladas 19 rosetas retangulares de extensômetros na seção de testes, nominadas com letras de A até S. Na Figura 4.1.9 é mostrada a vista de frente da seção de testes e as rosetas B, F, I, K, M e Q. A vista posterior da seção de testes e as rosetas D, G, J, L, O e S são mostradas na Figura 4.1.10. Nas Tabelas 4.1.1, 4.1.2 e 4.1.3 pode ser vista a relação dos extensômetros e a posição de cada um deles. Na Tabela 4.1.1 estão relacionados os extensômetros colados no tubo vertical da seção de testes, na Tabela 4.1.2 os da curva e na Tabela 4.1.3 os do tubo horizontal. As coordenadas do posicionamento dos extensômetros são dadas conforme a Figura 4.1.11. A origem das coordenadas é a linha de centro da seção de testes. Para o tubo vertical e para a curva, a face superior do flange de 5" é a referência para as medidas. Para o tubo horizontal a face oposta ao simulador do GV do flange de 6" é a referência para as medidas.

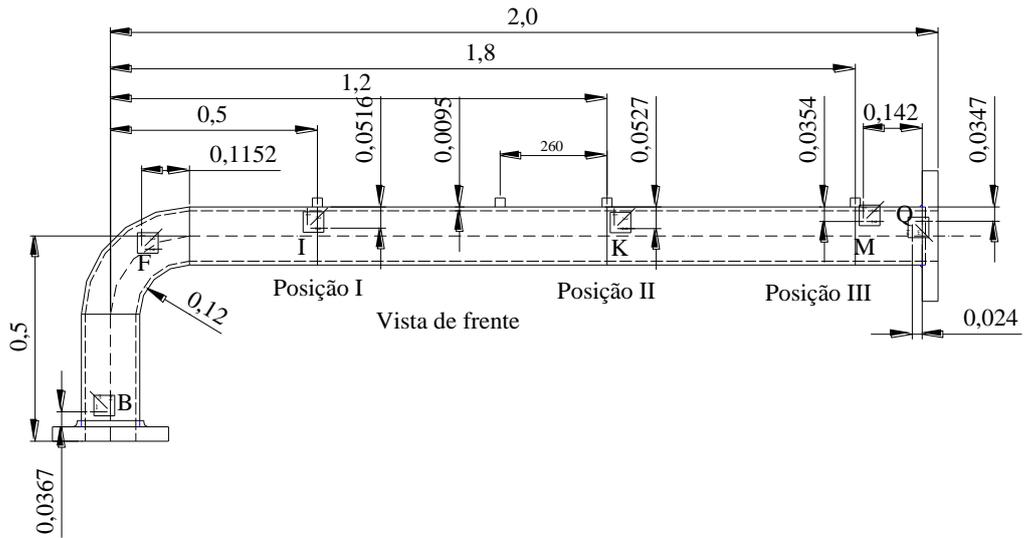


Figura 4.1.9 – Posicionamento dos extensômetros – vista de frente

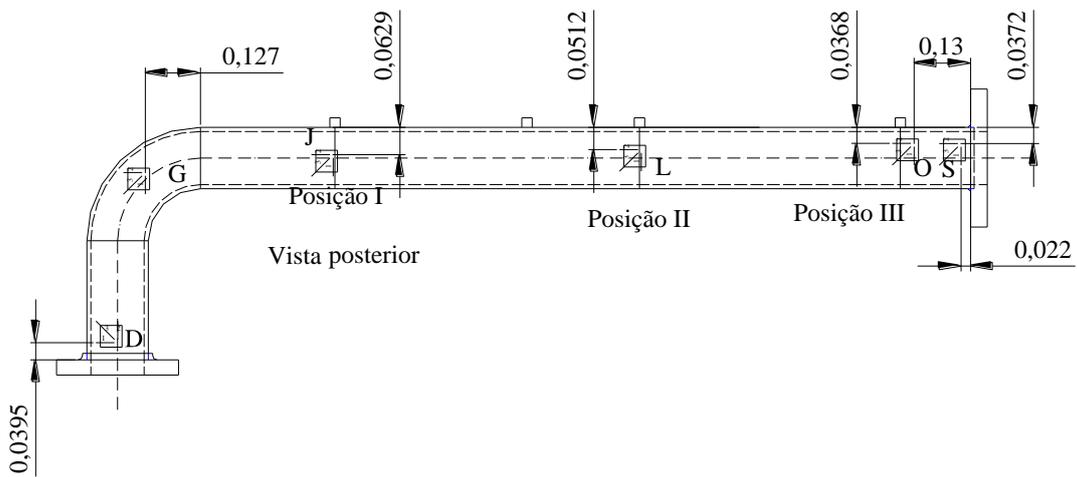


Figura 4.1.10 – Posicionamento dos extensômetros – vista posterior

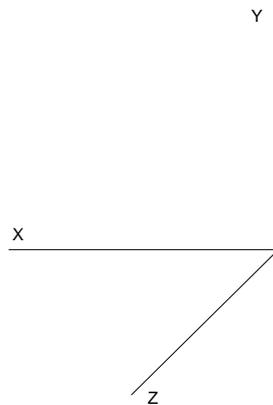


Figura 4.1.11 – Sistema de coordenadas para posicionamento das rosetas

Tabela 4.1.1 – Extensômetros posicionados no tubo vertical

Extensômetro	X (m) $\pm 0,05$ mm	Y (m) $\pm 0,5$ mm	Z (m) $\pm 0,5$ mm
A	0,07065	0,0388	0
B	0	0,036	0,07065
C	-0,07065	0,040	0
D	0	0,0394	-0,07065

Tabela 4.1.2 – Extensômetros posicionados na curva

Extensômetro	X (m) $\pm 0,05$ mm	Y (m) $\pm 0,5$ mm	Z (m) $\pm 0,05$ mm
E	0,07065	0,345	0
F	0	0,348	0,07065
G	0,07065	0,430	0

Tabela 4.1.3 – Extensômetros posicionados no tubo horizontal

Extensômetro	X (m) $\pm 0,5$ mm	Y (m) $\pm 0,05$ mm	Z(m) $\pm 0,05$ mm
H	1,754	0,07065	0
I	1,483	0	0,07065
J	1,466	0	-0,07065
K	0,744	0	0,07065
L	0,758	0	-0,07065
M	0,142	0	0,07065
N	0,143	-0,07065	0
O	0,130	0	-0,07065
P	0,201	0,07065	0
Q	0,024	0,07065	0
R	0,016	0	0,07065
S	0,022	0	-0,07065

Após a brasagem dos termopares externos e da montagem das sondas nas posições de medição I, II e III, foi feita uma pré-montagem das peças da seção de testes no circuito DTLES. A pré-montagem possibilitou a fixação do tubo horizontal, da curva, do tubo vertical e dos flanges, por pontos de solda, na posição correta. Depois das peças da seção de testes terem sido fixadas umas nas outras por pontos de solda, a seção de testes foi desmontada e levada para soldagem. Com a seção de testes já soldada os extensômetros foram colados e ela foi submetida a um teste de estanqueidade. Em seguida ao teste de estanqueidade, a seção de testes foi montada no local, os termopares conectados ao sistema de aquisição de dados e a conexão elétrica dos extensômetros ao sistema de aquisição de dados foi feita. Na Figura 4.1.12 a seção de testes montada no local e os cabos de instrumentação já soldados nos extensômetros podem ser vistos. Na Figura 4.1.13 pode ser vista em detalhe a roseta de extensômetros B colada na seção de testes e também seus cabos de instrumentação. Os extensômetros utilizados na monitoração das deformações sofridas pela seção de testes são extensômetros para alta temperatura do fabricante TML. Estes extensômetros têm resistência de 350 Ω , comprimento útil de 3 mm, fator

de 2,03 e podem ser utilizados a temperaturas de até 350°C. Os extensômetros foram colados com o adesivo de cura a frio NP-50, também do fabricante TML.



Figura 4.1.12 – Seção de testes montada no DTLES



Figura 4.1.13 – Detalhe de extensômetro com seus cabos

Com a seção de testes montada e comissionada para retirar vazamentos e ajustes dos instrumentos, alguns experimentos foram realizados. Após 10 experimentos terem sido realizados, a seção de testes recebeu o isolamento térmico e, todos os outros experimentos foram realizados com a seção isolada termicamente.

4.2 Calibração de Instrumentos

4.2.1 Calibração do transdutor de deslocamentos

Os deslocamentos ao longo do eixo longitudinal da seção de testes foram medidos por um transdutor de deslocamento. Este equipamento detecta os deslocamentos por intermédio de um sistema de haste acoplado a uma lâmina na qual está colado um extensômetro. O transdutor deve ser montado em uma estrutura separada e sem influência da estrutura que se deslocará. A montagem deve garantir que a haste apalpadora do transdutor esteja sempre em contato com algum ponto da estrutura monitorada. Na Figura 4.2.1 pode ser visto o transdutor montado em contato com o flange da extremidade vertical da seção de testes.

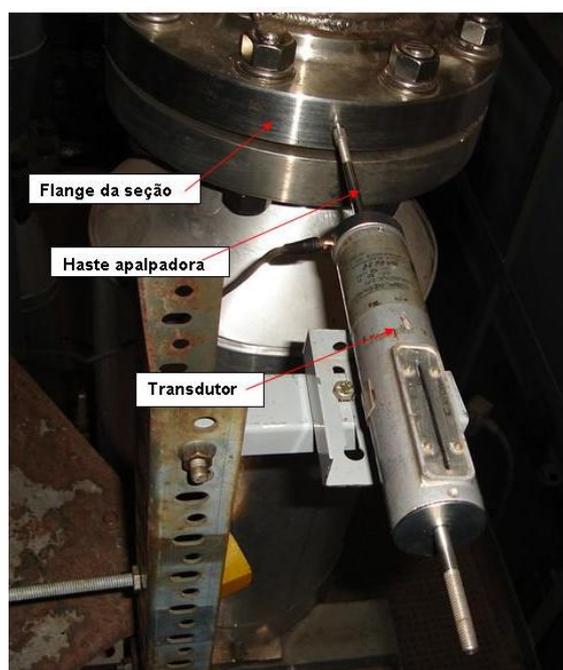


Figura 4.2.1 – Transdutor de deslocamento montado no laboratório

Para que se pudessem monitorar os deslocamentos da seção de testes durante os experimentos de estratificação térmica, foi necessário fazer uma calibração do transdutor de deslocamentos. Utilizando uma mesa de desempenho, calços padrões da classe C, com espessuras determinadas foram inseridos entre a haste apalpadora do transdutor e a mesa. As leituras correspondentes a cada calço foi registrada e posteriormente uma curva de calibração foi obtida. A curva de calibração gerada é mostrada na Figura 4.2.2, a qual foi utilizada nos cálculos dos deslocamentos sofridos pela seção de testes durante os experimentos realizados.

Na Tabela 4.3.3 são apresentados os dados que geraram a curva de calibração do transdutor de deslocamentos.

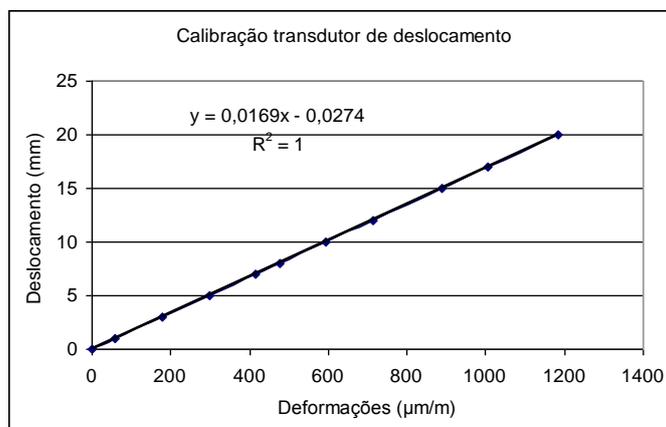


Figura 4.2.2 – Curva de calibração do transdutor de deslocamentos

Podem ser vistos na Figura 4.2.3 os deslocamentos da seção de testes para o experimento de estratificação térmica de número 18. Pode ser visto nesta figura que durante a fase de aquecimento da seção de testes, correspondente ao primeiro aumento do deslocamento, o deslocamento máximo atingido foi aproximadamente 9 mm. Após atingir este valor máximo de deslocamento, há uma redução de deslocamento correspondente ao tempo de injeção de água fria para estabelecer o escoamento estratificado. É visto na Figura 4.2.3 que a redução de deslocamento da seção vai um pouco além do ponto inicial, passando para o lado negativo. Isto se deve ao efeito banana, causado pela estratificação térmica, ao qual a tubulação está submetida. Após esta redução de deslocamento da seção de testes, segue outro aumento de deslocamento, correspondente à operação de despressurização da seção de testes. Durante a despressurização a seção de testes é novamente aquecida pela água quente que se encontra no vaso de pressão simulador do gerador de vapor. Pode ser visto também que a redução do deslocamento durante a despressurização é bem mais lenta do que a redução durante a injeção de água fria.

A maioria dos deslocamentos medidos da seção de testes tem este comportamento. O deslocamento durante a pressurização é maior que o da despressurização, a redução do deslocamento é mais acentuada durante a injeção de água fria do que durante a despressurização e a seção de testes quase sempre retorna para o lado negativo, o que corresponde a uma contração em sua parte inferior.

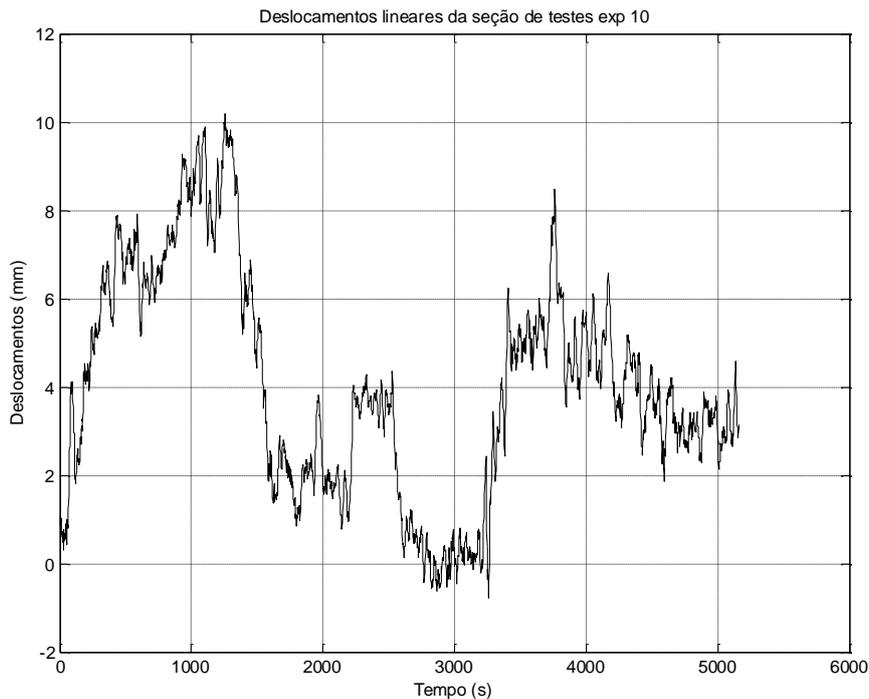


Figura 4.2.3 – Deslocamentos do experimento número 10

4.2.2 Calibração dos termopares

Para que as medidas de temperatura sejam precisas, os termopares devem ser calibrados. Dos 56 termopares da parte horizontal da seção de testes 50 foram calibrados no Laboratório de Termohidráulica do CDTN. Para os outros seis termopares as medidas de temperaturas foram feitas utilizando as suas curvas teóricas. Antes de iniciar a calibração, o isolamento bainha/termopar e a resistência dos termopares foram medidos. As resistências dos fios condutores dos termopares de 2 m de comprimento variaram de 78 a 87 Ω e a resistência média foi de 83 Ω . As resistências dos isolamentos dos termopares foram altas, acima da capacidade de medição do parêmetro, que é de 100 M Ω .

Depois de feitas as medições acima citadas, 10 termopares foram aquecidos e mantidos a 300°C durante 12 h e as medições de isolamento e resistência foram repetidas. A resistência dos fios condutores teve uma variação menor que 0,2% e a resistência de isolamento também ultrapassou a escala máxima do aparelho. Os valores medidos para os 10 termopares são apresentados na Tabela 4.2.1. Devido a esta pequena variação na resistência dos termopares, este procedimento não foi repetido para os outros termopares.

A calibração dos termopares foi realizada no local do experimento, considerando assim os efeitos da linha de instrumentação que vai desde a seção de

testes até o sistema de aquisição de dados. Foram utilizados sete valores de referência para as temperaturas de calibração, que foram: 30°C, 50°C, 100°C, 150°C, 200°C, 250°C e 300°C. Estes valores de referência são adequados para as temperaturas do experimento, que vão desde a temperatura ambiente até a faixa de 215°C a 220°C. A calibração foi realizada utilizando um forno de calibração da marca Presys T-650P, cuja faixa de temperaturas é desde a temperatura ambiente até 650°C. Os valores de temperatura durante a calibração foram lidos pelo programa de aquisição de dados, que fora criado para medir temperaturas de experimentos que estudam os fenômenos hidrotérmicos da estratificação térmica (ABREU, 2004).

Tabela 4.2.1 – Sinal dos termopares antes e depois de aquecidos a 300°C por 12 h

Termopar	Sinal antes (mV)	Sinal após (mV)	Varição %
T1E04	11,129	11,146	-0,153
T1E05	11,144	11,160	-0,144
T1E06	11,147	11,163	-0,144
T1E07	11,133	11,152	-0,171
T1E08	11,137	11,153	-0,144
T1E09	11,138	11,158	-0,180
T1E10	11,143	11,159	-0,144
T1E11	11,132	11,143	-0,099
T1E12	11,139	11,148	-0,081
T2E05	11,144	11,145	-0,009

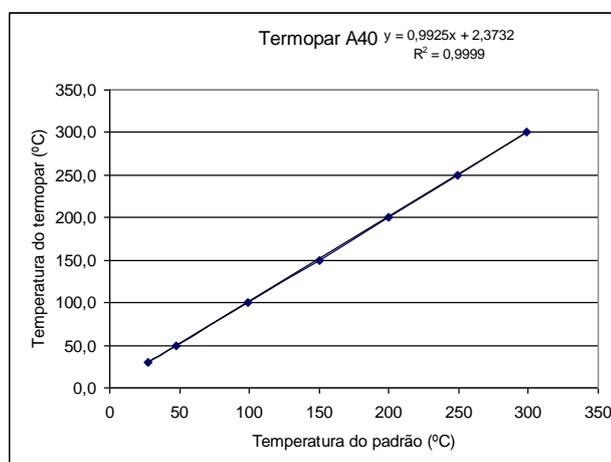


Figura 4.2.3 – Curva de calibração do termopar A40

Após a calibração foi determinada uma curva de calibração para cada um dos termopares. Como ilustração, para o termopar A40 a equação obtida foi $T_c = 0,9925T_m + 2,3732$ com coeficiente de determinação $R^2 = 0,9999$. Nesta equação T_c é a temperatura corrigida em °C e T_m é a temperatura medida em °C. Na Figura 4.2.3 pode ser vista a curva de calibração do termopar A40, a sua equação e o valor de R^2 . Na

Tabela 4.3.3, do item Incerteza das Medições, são apresentadas as curvas de calibração de 50 termopares dos 56 utilizados nas medidas de temperatura de estratificação. É visto nesta Tabela 4.3.2 também o número da placa de aquisição de dados e o número do canal desta placa onde eles foram conectados.

4.2.3 Calibração do sistema de medição das deformações

Para calibrar o sistema de medição das deformações, foi utilizada uma viga em balanço com uma roseta de extensômetros colada nela. Pesos conhecidos eram suspensos na viga e sua deformação medida pela roseta. As deformações medidas foram comparadas com as deformações calculadas e, assim, foi possível calibrar o sistema de medição das deformações. O sistema de medição de deformações é composto de rosetas retangulares coladas no tubo da seção de testes, da ponte de Wheatstone que equilibra a resistência do circuito de medição, dos cabos de ligação, das placas de aquisição e de conversão de dados e do programa de aquisição de dados. A viga utilizada na calibração tem características geométricas que lhe impõem tensões constantes ao longo de seu comprimento. Esta viga, devido às suas características geométricas é denominada de viga de isoflexão sendo seu esboço mostrado na Figura 4.2.4. Como pode ser visto da Figura 4.2.4, a largura útil da viga é variável, tendo sua maior largura na região do engastamento. O comprimento útil da viga utilizada é de 100 mm e sua maior largura é igual a 50 mm. No ponto de sustentação da carga a largura da viga é zero. A espessura desta viga é constante e igual a 4 mm.

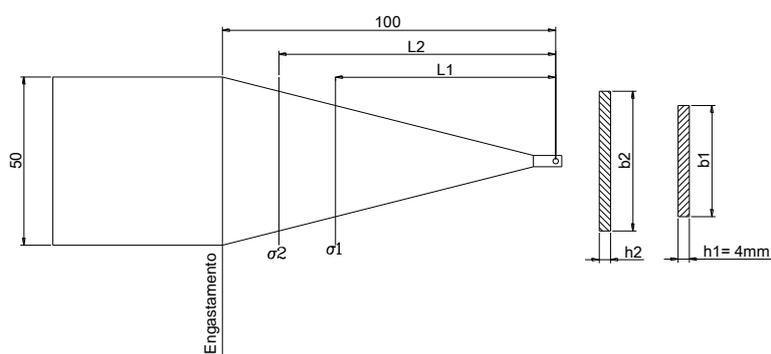


Figura 4.2.4 – Esboço da viga de isoflexão

A roseta de extensômetros utilizada na calibração da viga de isoflexão é uma roseta retangular. O centro do extensômetro de número 2 da roseta foi colado a 83

mm a partir do ponto de sustentação da carga e com sua linha de centro alinhada com a linha de centro da viga. Esta estratégia de posicionamento, torna a leitura do extensômetro 2, a única necessária para a calibração pois o sentido da deformação é conhecido. Os valores da Tabela 4.2.2 confirmam esta afirmação, como pode ser observado na última coluna da esquerda. Nesta coluna os valores calculados da deformação principal máxima, utilizando as três deformações medidas e, os valores calculados apenas para a deformação do extensômetro 2 da roseta são comparados.

Utilizando uma viga de isoflexão genérica como a apresentada pelo esboço da Figura 4.2.4 e, considerando que ela permanecerá no regime elástico, as deformações ao longo de seu comprimento são dadas pela Equação (4.2.1) (SCALDAFERRI, 2008):

$$\varepsilon = \frac{6F}{E} \frac{L_{ex}}{b_{ex} h_{ex}^2} \quad (4.2.1)$$

Na Equação (4.2.1) F é a força aplicada na viga em kgf, E o módulo de elasticidade do material da viga em kgf/mm², L_{ex} a localização da marca central do extensômetro em mm, medida a partir do ponto de aplicação da carga, b_{ex} a largura da viga no mesmo local em mm e h_{ex} a espessura da viga em mm onde está o extensômetro.

Tabela 4.2.2 – Deformações calculadas e medidas

Peso kgf	Deformação calculada µm/m	Deformação medida ε_2 µm/m	Dif. medida cal. %	Def. princ. máx. µm/m	Dif. $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ e só ε_2
2,0831	81,34	78,88	-2,99	78,89	0,01
4,9895	194,83	207,93	6,72	207,96	0,03
7,7339	302,00	305,07	1,02	305,43	0,36
10,1557	396,56	402,92	1,60	403,59	0,61
14,9993	585,70	598,26	2,14	598,54	0,28

Na Tabela 4.2.2 podem ser vistos os valores das cargas utilizadas para flexionar a viga de isoflexão, os valores das deformações calculadas e das deformações medidas e a diferença entre os valores medidos e calculados. Como pode ser visto a diferença entre as deformações medidas e calculadas é pequena. Na Figura 4.2.5 é apresentada a curva que relaciona as deformações calculadas e as deformações medidas. É apresentada também na Figura 4.2.5 a equação de calibração das deformações medidas em relação às calculadas. Esta equação foi utilizada para corrigir os valores medidos das deformações dos experimentos de estratificação térmica.

Na Figura 4.2.6 são apresentadas as curvas das deformações calculadas e das deformações medidas. Como pode ser observado, as curvas têm uma concordância muito estreita.

A deformação principal máxima foi calculada pela Equação (4.2.2) (Avril, 1974). Nesta equação ε_1 é a deformação medida pelo extensômetro número 1 da roseta em $\mu\text{m/m}$, ε_2 , é a deformação medida pelo extensômetro 2 da roseta em $\mu\text{m/m}$ e ε_3 é a deformação medida pelo extensômetro 3 da roseta em $\mu\text{m/m}$.

$$\varepsilon = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{2} + \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2} \quad (4.2.2)$$

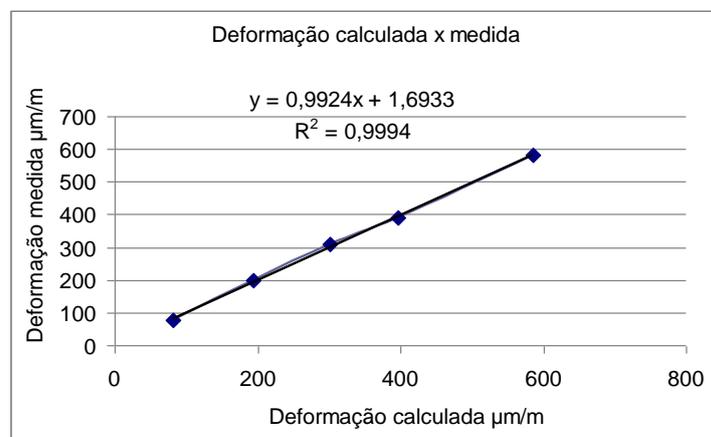


Figura 4.2.5 – Gráfico de calibração do sistema de medição das deformações

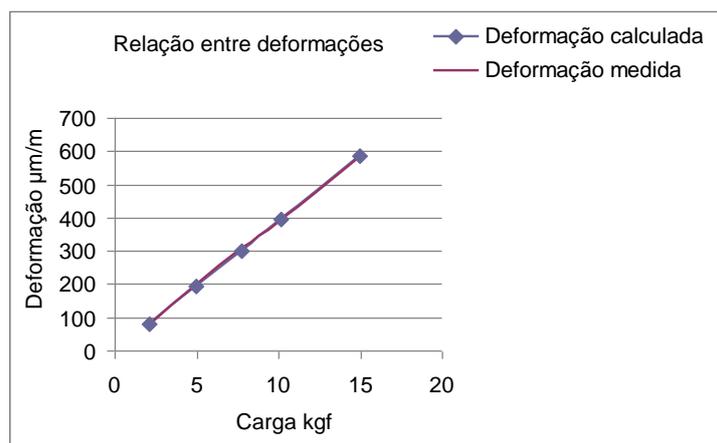


Figura 4.2.6 – Relação entre deformações calculadas e medidas

4.2.4 Calibração da máquina de ensaio de fadiga

Os ensaios de fadiga foram realizados em uma máquina rotativa e devido a suas características mecânicas, esta máquina submete o espécime a uma determinada carga de flexão. A carga flexora aplicada ao corpo de prova é conseguida através de pesos calibrados e de um sistema de alavancas da máquina. Um espécime instrumentado foi montado na máquina e as deformações correspondentes às cargas aplicadas foram medidas. A calibração foi realizada para sete cargas diferentes em um procedimento de aumentar e reduzir os pesos do braço de alavanca. A máquina pode ser vista na Figura 4.2.7, onde podem ser observados o sistema de alavancas, o espécime instrumentado, o motor de acionamento, os mancais de rolamentos articulados e o dispositivo eletrônico que registra o número de ciclos impostos ao espécime. Para o extensômetro colado ao espécime gerar os sinais, a máquina de ensaios era acionada manualmente por duas voltas.

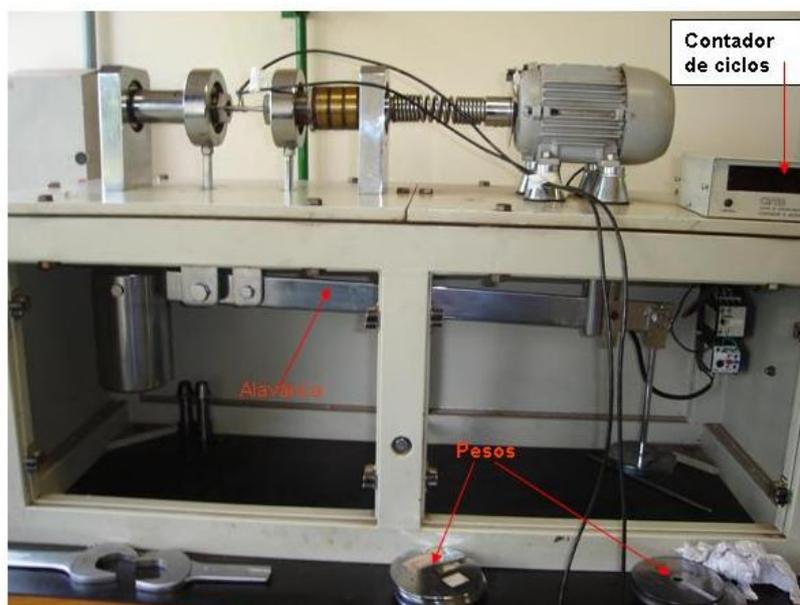


Figura 4.2.7 – Máquina de ensaios de fadiga flexorrotativa

Na Figura 4.2.8 pode ser vista a relação entre as forças aplicadas ao espécime e as forças calculadas utilizando as deformações medidas pelo extensômetro. A relação entre a carga aplicada e a carga medida pelo extensômetro apresenta uma boa precisão como pode ser visto pela curva ajustada aos pontos. Pode ser visto também da Figura 4.2.8 que, devido às características geométricas da máquina de fadiga flexorrotativa, o espécime é submetido a uma força residual de 390 gf, mesmo não havendo força alguma aplicada. Esta força inicial é devida ao peso do mecanismo

de ligação que transmite a força aplicada à alavanca, ao espécime. Este valor é acrescido aos valores dos experimentos de fadiga, corrigindo a carga aplicada pela equação de ajuste de curva da Figura 4.2.8.

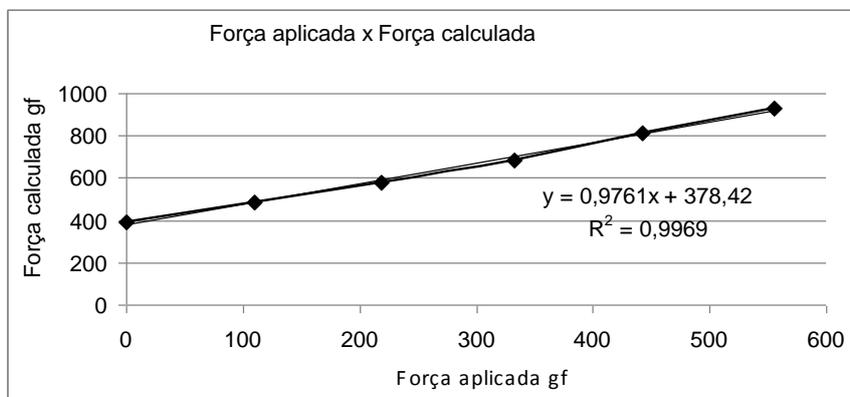


Figura 4.2.8 – Relação entre forças aplicadas medidas na máquina

Na Figura 4.2.9 é mostrada a curva de calibração gerada para duas voltas da máquina flexorrotativa utilizando a carga de 442 gf. Pode ser visto nesta figura que a tensão de fadiga imposta ao espécime tem amplitude bem próxima de $R = -1$.

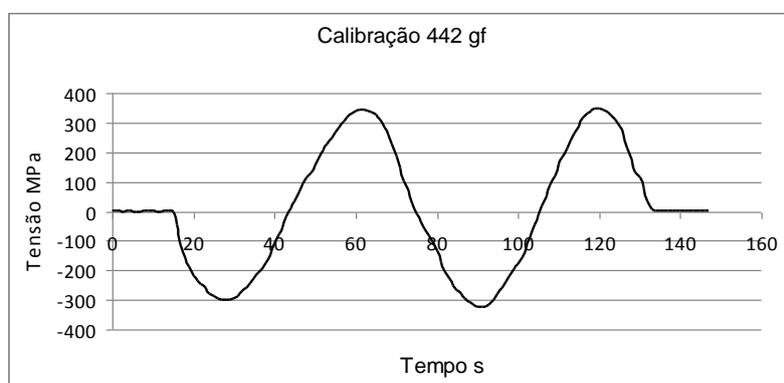


Figura 4.2.9 – Calibração da máquina flexorrotativa – carga de 442 gf

4.2.5 Calibração do transdutor de pressão

O transdutor de pressão foi calibrado utilizando um equipamento de pressurização calibrado. Foram utilizados 6 pontos de calibração desde 0 até 25 kgf/cm². Na Figura 4.2.10 pode ser vista a curva de calibração do transdutor de pressão e também a equação de correção das pressões.

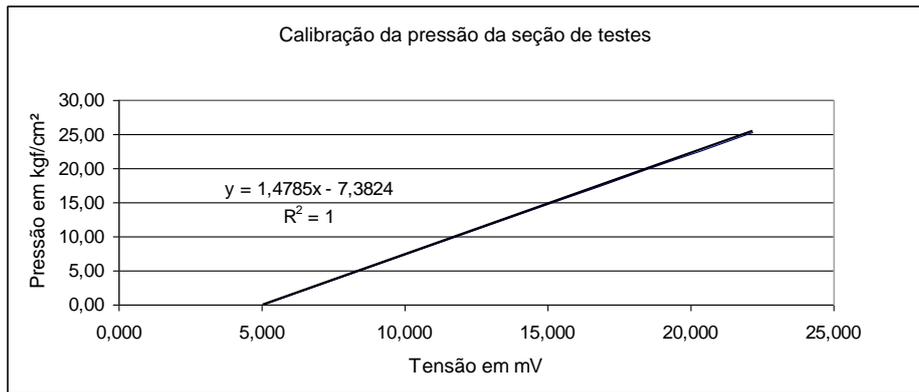


Figura 4.2.10 – Curva de calibração do transdutor de pressão

4.2.6 Calibração da variação de pressão da placa de orifício

A calibração da diferença de pressão do fluxo gerada pela placa de orifício foi calibrada utilizando o mesmo equipamento de pressurização calibrado, utilizado para calibrar a pressão da seção de testes. Foram utilizados 6 pontos de calibração para calibrar o transdutor de pressão que mede a diferença de pressão do fluxo de água de injeção causada pela placa de orifício. Com esta diferença de pressão é possível regular a vazão de injeção de água fria na seção de testes utilizando a Equação (4.2.3) (REZENDE, 2000).

$$Q = 0,00020987\sqrt{2\Delta P\rho} \quad (4.2.3)$$

Na Equação (4.2.3) Q é a vazão de injeção de água fria em kg/s, ΔP é diferença de pressão medida na placa de orifício em Pa, ρ é a massa específica da água em Kgf/cm² e a constante de ajuste 0,00020987 tem dimensão e m. A massa específica da água de injeção e a massa específica da água quente são calculadas pela Equação (4.2.4) (WAGNER E KRUSE, 1998), tendo como base as temperaturas medidas destes dois fluxos durante os experimentos.

$$\rho = -0,0025T^2 - 0,1979T + 10029 \quad (4.2.4)$$

Na Equação (4.2.4) ρ é a massa específica da água em Kgf/cm² e T é a temperatura em °C.

Na Figura 4.2.11 pode ser vista a curva de calibração e a equação de correção das vazões de injeção de água fria.

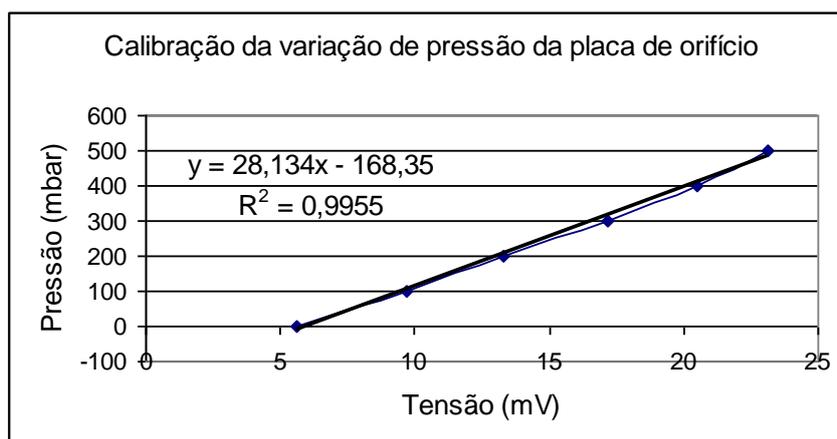


Figura 4.2.11 – Curva de calibração da pressão na placa de orifício

4.3 Incerteza das Medições

4.3.1 Incerteza das deformações da viga de isoflexão

A incerteza das medições em relação ao resultado R das medições feitas pode ser avaliada pela Equação (4.3.1) (Holman, 2001).

$$I_R = \left[\left(\frac{\partial R}{\partial x_1} i_1 \right)^2 + \left(\frac{\partial R}{\partial x_2} i_2 \right)^2 + \dots + \left(\frac{\partial R}{\partial x_n} i_n \right)^2 \right]^{1/2} \quad (4.3.1)$$

Na Equação (4.3.1) I_R é a incerteza do resultado da medição, i_1, i_2, \dots, i_n são as incertezas das variáveis independentes.

Para a viga de isoflexão a equação que determina a deformação é dada pela Equação (4.2.2), apresentada novamente aqui.

$$\varepsilon = \frac{6F}{E} \frac{L_{ex}}{b_{ex} h_{ex}^2} \quad (4.3.2)$$

Na Equação (4.3.2) F é a carga aplicada à viga em kgf, L_{ex} a posição ao longo da viga onde está colado o extensômetro em mm, E o módulo de elasticidade do material da viga em kgf/mm², b_{ex} a largura da viga onde está colado o extensômetro em mm e h_{ex} a espessura da viga onde o extensômetro está colado em mm. A viga utilizada na calibração do sistema de medição das deformações tem as seguintes características: $L_{ex} = 83 \pm 0,05$ mm, $b_{ex} = 41,3 \pm 0,05$ mm, $h_{ex} = 4 \pm 0,05$ mm e $E =$

19.502 ± 841 kgf/mm². Foram utilizadas 6 cargas para calibrar o sistema de medida de deformações com incerteza de 0,1 gf, como pode ser visto na Tabela 4.3.1. Derivando a Equação (4.3.2) em relação a todas as variáveis e substituindo os seus valores calculados, com as respectivas incertezas na Equação (4.3.1), a incerteza da viga de isoflexão determinada foi de $I_\epsilon = 19,27 \mu\text{m/m}$.

Tabela 4.3.1 – Calibração do sistema de medida das deformações

Carga kgf ±0,0001	Deformações medidas $\mu\text{m/m}$	Deformações calculadas $\mu\text{m/m}$
0,0000	-11,30	0,00
2,0831	78,88	81,34
4,9895	208,17	194,83
7,7339	305,07	302,00
10,1557	403,80	396,56
14,9995	602,53	585,70

4.3.2 Incerteza da tensão de desequilíbrio da ponte de Wheatstone

A resistência equivalente da ponte de Wheatstone é dada pela Equação (4.3.3)

$$R_{eq} = \frac{(R_1 + R_4)(R_2 + R_{ex})}{R_1 + R_4 + R_2 + R_{ex}} \quad (4.3.3)$$

Na Equação (4.3.3) R_{eq} é a resistência equivalente em Ω , R_1 , R_2 e R_4 são resistências da ponte de Wheatstone em Ω e R_{ex} é a resistência do extensômetro em Ω . As resistências que compõem a ponte de Wheatstone têm valor nominal de 350 Ω com incerteza de $\pm 1\%$ e a resistência do extensômetro tem valor nominal de 350 e incerteza de $\pm 1 \Omega$. Pela Equação (4.3.2) o valor de $R_{eq} = 401,79 \Omega$. A Equação (4.3.4) é a derivada parcial de R_{eq} em relação à variável R_1 . Todas as derivadas em relação às outras variáveis são semelhantes, apenas mudando-as de posição. Por outro lado, todas as variáveis têm o mesmo valor nominal e conseqüentemente todas as derivadas. Calculando seus valores numéricos e substituindo-os na Equação (4.3.1), juntamente com suas incertezas, a incerteza obtida é $I_{Req} = 1,528 \Omega$. Considerando o valor nominal de R_{eq} , a incerteza $I_{Req} = 0,0038 = 0,38\%$.

$$\frac{\partial R_{eq}}{\partial R_1} = \frac{(R_2 + R_{ex})(R_1 + R_4 + R_2 + R_{ex}) - (R_1 + R_4)(R_2 + R_{ex})}{(R_1 + R_4 + R_2 + R_{ex})^2} \quad (4.3.4)$$

A tensão de desequilíbrio da ponte de Wheatstone, a tensão do extensômetro, medida pelo sistema de coleta de dados das deformações é dada pela Equação (4.3.5) (da Costa, 2009).

$$V_{ex} = \frac{V_f R_{eq}}{R_{eq} + R_f} \quad (4.3.5)$$

Na Equação (4.3.5) V_{ex} é a tensão de desequilíbrio da ponte de Wheatstone em V, V_f é a tensão de alimentação da ponte de Wheatstone em V, R_{eq} é a resistência equivalente da ponte de Wheatstone em Ω e R_f é a resistência da fonte de alimentação em Ω . A fonte de alimentação utilizada tem incerteza de 2%, resistência de 0,006 Ω e a resistência equivalente é conforme a Equação (4.3.3), com incerteza de 0,38%.

Substituindo os valores numéricos obtidos pelas derivadas da Equação (4.3.5) e suas respectivas incertezas na Equação (4.3.1), a incerteza obtida para a tensão de desequilíbrio da ponte é $I_{V_{ex}} = 0,1$ V. Em relação ao valor nominal de $V_{ex} = 4,9999$ V, este valor é $I_{V_{ex}} = 2\%$.

4.3.3 Incerteza da deformação medida eletronicamente

A deformação medida eletronicamente é dada pela Equação (4.3.6).

$$\varepsilon_e = \frac{4V_{ex}}{V_f K} \quad (4.3.6)$$

Na Equação (4.3.6) ε_e é a deformação medida em $\mu\text{m}/\text{m}$, V_{ex} a variação de tensão de desequilíbrio da ponte de Wheatstone em V, V_f a tensão de alimentação em V e K o fator do extensômetro. O valor de $V_{ex} = 7,4666 \times 10^{-5}$ V, com incerteza de 2%, o valor de $V_f = 5$ V, com incerteza de 2% e o valor de $K = 2,03$, com incerteza de 1%.

Substituindo os valores numéricos obtidos pelas derivadas da Equação (4.3.6) na Equação (4.3.1) com as suas respectivas incertezas, a incerteza obtida para a deformação medida eletronicamente é $I_{\varepsilon_e} = 8,8276 \times 10^{-7}$ m/m = 0,8828 $\mu\text{m}/\text{m}$. Considerando o valor nominal de $\varepsilon_e = 2,9425 \times 10^{-5}$ m/m, o valor obtido para em relação a ε_e é $I_{\varepsilon_e} = 0,03 = 3\%$.

4.3.4 Incerteza total das deformações

Outras incertezas envolvidas na medição das deformações foram a incerteza da placa conversora de sinal $I_{pc} = 0,073\%$, a incerteza da placa condicionada de sinal $I_{pd} = 0,01\%$ e a incerteza da curva de calibração das deformações $I_{cc} = 6,66 \mu\text{m/m}$.

A expressão de incerteza das curvas de calibração é dada pela Equação (4.3.7) [da Costa, 2009].

$$I_{cc} = \left[\frac{\sum_{i=1}^N (Y_{mi} - Y_{ci})^2}{N - 2} \right] \quad (4.3.7)$$

Na Equação (4.3.7), I_{cc} é a incerteza da curva de calibração, Y_{mi} é o valor da medida i , Y_{ci} é o valor calculado pela curva de calibração para a medida i e N é o número de pontos de medição utilizado.

A incerteza total para um evento de calibração é dada pela Equação (3.4.8). Nesta equação I_{ε} é a incerteza da viga de isoflexão, I_{Req} é a incerteza devida à resistência equivalente da ponte de Wheatstone, I_{ε_e} é a incerteza da deformação medida eletronicamente, $I_{V_{ex}}$ é a incerteza devida ao desequilíbrio da ponte de Wheatstone, I_{pc} é a incerteza da placa conversora de sinal, I_{pd} é a incerteza da placa condicionadora de sinal e I_{cc} é a incerteza devida à curva de calibração. Considerando todas as incertezas conjuntamente na Equação (3.4.8), a incerteza total das deformações é de $\pm 20,39 \mu\text{m/m}$.

$$I_t = \pm (I_{\varepsilon}^2 + I_{Req}^2 + I_{\varepsilon_e}^2 + I_{V_{ex}}^2 + I_{pc}^2 + I_{pd}^2 + I_{cc}^2)^{1/2} \quad (4.3.8)$$

4.3.5 Incerteza das temperaturas

Para determinar a incerteza das temperaturas foram consideradas as incertezas do forno de calibração e das curvas de calibração. Foi considerado também o desvio padrão das medidas das temperaturas.

São apresentadas na Tabela 4.3.2 as incertezas dos termopares utilizados nos experimentos.

Tabela 4.3.2 – Curvas de calibração e incertezas dos termopares

Corresponde	Equação	Plc/Cnl	Incerteza °C
T1E04	$T_c = 0,9956T_m + 1,5164$	0/12	± 0,5
T1E05	$T_c = 0,9943 T_m + 2,7970$	0/14	± 1,4
T1E06	$T_c = 0,9946 T_m + 1,5540$	0/15	± 0,6
T1E07	$T_c = 0,9937 T_m + 2,1242$	1/0	± 0,8
T1E08	$T_c = 0,9960 T_m + 1,8822$	1/1	± 0,7
T1E09	$T_c = 0,9951 T_m + 1,9349$	1/2	± 0,7
T1E10	$T_c = 0,9932 T_m + 1,9526$	1/3	± 0,8
T1E11	$T_c = 0,9955 T_m + 1,8789$	1/4	± 0,7
T1E12	$T_c = 0,9960 T_m + 1,8546$	1/5	± 0,7
T2E05	$T_c = 0,9947 T_m + 1,9211$	1/6	± 0,7
T2E06	$T_c = 0,9931 T_m + 1,9675$	1/8	± 0,8
T2E07	$T_c = 0,9935 T_m + 1,9355$	1/9	± 0,7
T2E08	$T_c = 1,0062 T_m + 1,4084$	1/10	± 1,9
T2E09	$T_c = 0,9940 T_m + 1,9911$	1/11	± 0,7
T2E10	$T_c = 0,9938 T_m + 1,9480$	1/12	± 0,7
T2E11	$T_c = 0,9946 T_m + 1,9062$	1/13	± 0,7
T3E06	$T_c = 0,9812 T_m + 2,2622$	1/14	± 2,5
T2E12	$T_c = 0,9944 T_m + 1,9518$	1/15	± 0,7
T2E13	$T_c = 0,9909 T_m + 2,4383$	2/0	± 1,0
T2E14	$T_c = 0,9945 T_m + 2,3145$	2/1	± 0,9
T3E05	$T_c = 0,9947 T_m + 2,4435$	2/2	± 1,1
T3E04	$T_c = 0,9949 T_m + 2,4285$	2/3	± 1,1
T3E03	$T_c = 0,9954 T_m + 2,3033$	2/4	± 1,0
T3E02	$T_c = 0,9948 T_m + 2,3034$	2/5	± 1,0
T3E08	$T_c = 0,9949 T_m + 2,3694$	2/6	± 1,0
T1S08	$T_c = 0,9935 T_m + 2,3809$	2/7	± 1,0
T1S09	$T_c = 0,9957 T_m + 2,2512$	2/8	± 1,0
T1S06	$T_c = 0,9953 T_m + 2,4666$	2/9	± 1,2
T1S07	$T_c = 0,9923 T_m + 2,3037$	2/10	± 1,3
T3S05	$T_c = 0,9945 T_m + 2,5833$	4/3	± 1,7
T1S01	$T_c = 0,9962 T_m + 2,8091$	4/6	± 2,2
T1S03	$T_c = 0,9979 T_m + 2,4930$	4/7	± 2,1
T3S04	$T_c = 0,9963 T_m + 2,6712$	4/8	± 2,1
T3S02	$T_c = 0,9960 T_m + 2,6194$	4/9	± 2,0
T3S01	$T_c = 0,9962 T_m + 2,6415$	4/10	± 2,0
T1S04	$T_c = 0,9966 T_m + 2,5797$	4/11	± 2,0
T3S03	$T_c = 0,9979 T_m + 2,3961$	4/12	± 2,0
T1S02	$T_c = 0,9947 T_m + 2,6054$	4/13	± 1,8
T3S06	$T_c = 0,9951 T_m + 2,6511$	4/14	± 1,9
T2S07	$T_c = 0,9929 T_m + 2,7311$	4/15	± 1,7
T2S08	$T_c = 0,9880 T_m + 2,9606$	5/0	± 1,6
T2S10	$T_c = 0,9941 T_m + 2,7821$	5/6	± 1,9
T2S06	$T_c = 0,9937 T_m + 2,9097$	5/7	± 2,0
T2S09	$T_c = 0,9959 T_m + 2,7070$	5/8	± 2,0
T2S03	$T_c = 0,9940 T_m + 3,1502$	5/9	± 2,3
T2S02	$T_c = 0,9773 T_m + 2,7256$	5/10	± 3,0
T2S01	$T_c = 0,9962 T_m + 2,7679$	5/11	± 2,2
T2S04	$T_c = 0,9958 T_m + 2,6809$	5/12	± 2,0
T2S05	$T_c = 0,9950 T_m + 2,7202$	5/13	± 1,9
T1S05	$T_c = 0,9969 T_m + 2,5662$	4/4	± 2,0
T2E04		3/0	± 1,4
T1E03		3/2	± 1,4
T3E01		5/1	± 1,4
T3E07		5/2	± 1,4
T1E13		3/3	± 1,4
T2E15		3/1	± 1,4
GV		5/3	± 1,4
Posição A P		0/13	± 1,4
Posição A C		1/7	± 1,4
Entrada		0/0	± 1,4

4.3.6 Incerteza da máquina de fadiga

A máquina de fadiga utilizada nos ensaios dos espécimes, devido às suas características impõe um carregamento nos mesmos segundo a Equação (4.3.9)

$$F_A = \frac{JE\varepsilon}{5l} \quad (4.3.9)$$

Nesta equação F_A é a força atuante em gf, J o módulo de resistência da seção transversal do espécime em mm³, E o módulo de elasticidade do material do espécime em kgf/mm², ε a deformação sofrida pelo espécime em $\mu\text{m}/\text{m}$ e l a característica geométrica da máquina em mm, conforme Figura 4.6.3. Estas variáveis têm os seguintes valores: $J = 12,27 \pm 0,05$ mm³, $E = 19.592 \pm 841$ kgf/mm², $\varepsilon = 0,00086549 \pm 4,3967 \times 10^{-6}$ m/m e $l = 107 \pm 0,05$ mm.

Derivando a Equação (4.3.9) em relação a todas as variáveis e substituindo os valores das derivadas e as respectivas incertezas na Equação (4.3.1), a incerteza da máquina de fadiga é encontrada como sendo de $I_{MF} = 0,0169$ kgf = $\pm 16,9$ gf.

4.3.7 Incerteza do transdutor de deslocamentos

O transdutor de deslocamentos foi calibrado utilizando calços padrão da série C. Estes calços têm incerteza dimensional de 0,0004 mm, sendo feita 4 medições para cada calço utilizado. A incerteza da ponte de Wheatstone utilizada nas medições foi de 2%. Foram considerados ainda na incerteza total das medidas de deslocamentos a incerteza das curvas de calibração e os desvios padrões das leituras feitas. Na Tabela 4.3.3 podem ser vistos os valores medidos durante a calibração do transdutor.

Tabela 4.3.3 – Calibração do transdutor de deslocamentos

	Medição 1 $\mu\text{m}/\text{m}$	Medição 2 $\mu\text{m}/\text{m}$	Medição 3 $\mu\text{m}/\text{m}$	Medição 4 $\mu\text{m}/\text{m}$
Calço mm				
0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
1,00	59,47	59,32	59,61	59,46
3,00	182,64	178,03	177,80	179,49
5,00	301,42	296,29	296,45	298,06
7,00	419,89	415,03	415,35	416,76
8,00	479,01	474,24	474,28	475,84
10,00	597,32	592,05	592,69	594,02
12,00	715,77	710,57	711,15	712,49
15,00	892,39	887,63	887,85	889,29
17,00	1010,01	1005,18	1005,95	1007,05
20,00	1184,57	1182,02	1182,21	1182,93

A incerteza encontrada para as deformações foi de $\pm 0,37\text{mm}$.

4.3.8 Incerteza da pressão

Na Tabela 4.3.4 são mostrados os valores medidos durante a calibração do transdutor de pressão.

Tabela 4.3.4 – Calibração da pressão

Instrumento bar	Leitura mV	Cor. pela Equação mV	Var mV
0,00	5,023	4,993	0,030
5,05	8,394	8,4084	-0,014
10,06	11,765	11,797	-0,031
15,04	15,168	15,167	0,001
20,00	18,522	18,516	0,006
25,39	22,178	22,166	0,013

A incerteza devida à curva de calibração foi de 0,0238 bar, a incerteza do instrumento foi de 0,05% e a incerteza da placa de aquisição de dados de 0,073%. Utilizando estas incertezas, a incerteza total da pressão dos experimentos foi de $\pm 0,0250$ bar.

4.3.9 Incerteza da vazão

Podem ser vistos na Tabela 3.4.5 os valores medidos durante a calibração da placa de orifício, pelo meio da qual as vazões dos experimentos são medidas.

Tabela 3.4.5 – Calibração da placa de orifício

Instrumento mbar	Leitura mV	Cor. Pela Equação	Var mV
0,14	5,631	6,029	-0,398
102,14	9,677	9,640	0,037
200,92	13,274	13,137	0,137
300,38	17,204	16,658	0,547
400,11	20,492	20,188	0,304
500,85	23,103	23,754	-0,651

A incerteza devida à curva de calibração foi de 0,4984 mbar, a incerteza do instrumento é de 0,05% e a da placa de aquisição de dados de 0,073%. A partir destes valores a incerteza total encontrada para a diferença de pressão na placa de orifício foi de $\pm 0,4985$ mbar.

4.3.10 Outras incertezas

Foi determinada também a incerteza das tensões a partir da incerteza das deformações e das incertezas do módulo de elasticidade, sendo esta incerteza de 0,039 MPa.

A incerteza da vazão foi determinada a partir da incerteza da diferença de pressão na placa de orifício e da incerteza da densidade. O valor da incerteza da vazão foi de 0,021 kg/s.

Outra incerteza determinada foi a da velocidade da água de injeção, baseada na incerteza da vazão e da área do tubo. A incerteza da velocidade foi de 0,0096 m/s.

O número de Froude teve sua incerteza determinada a partir da incerteza do diâmetro do tubo, da velocidade de injeção de água fria e das densidades da água fria e quente. Esta incerteza foi de 0,032.

4.4 Procedimento Experimental

Para realizar os experimentos de estratificação térmica, primeiramente os equipamentos utilizados e o circuito experimental eram preparados. A primeira atividade realizada era preparar a caldeira garantindo que ela estivesse cheia de água, abastecida de combustível e produto químico adicionado à sua água. Outras ações eram necessárias como ligar os equipamentos, tais como os painéis de alimentação elétrica, compressor de ar, junta fria dos termopares, fontes de alimentação dos extensômetros e o sistema de coleta de dados. Regulagem de pressão, abertura e fechamento de válvulas também eram necessárias antes de iniciar o experimento. Após todas as verificações e todos os equipamentos ligados, o primeiro passo do experimento era a injeção de água fria no simulador do gerador de vapor até atingir um nível que garantisse o preenchimento da seção de testes. Em seguida a vazão de alimentação de água fria era ajustada, agora com a bomba recalçando para o próprio tanque de sucção, através da válvula de três vias e não para o simulador do gerador de vapor. Na Figura 4.4.1 pode ser visto o esboço de alguns dos componentes do laboratório envolvidos nos experimentos de estratificação térmica.

Realizadas estas operações, a caldeira era ligada e o vapor injetado na seção de testes através da válvula 1, estando as válvulas 2 e 8 fechadas. Logo após o início da injeção de vapor a bomba de recirculação era ligada, para homogeneizar a temperatura da seção de testes e do simulador do gerador de vapor. Quando a seção de testes atingia a temperatura e a pressão desejada, a bomba de recirculação era desligada, a injeção de vapor era interrompida, as válvulas 1, 3 e 4 fechadas e

imediatamente iniciada a injeção de água fria, abrindo a válvula 2 e invertendo a válvula de três vias. O tempo de injeção de água fria variava com a vazão regulada, sendo a injeção de água fria interrompida após um tempo determinado ou pela falta de água no tanque de água fria. A fase seguinte do experimento era a despressurização do circuito experimental, abrindo a válvula 8.

O volume do tanque de água fria limita a capacidade de injeção nos testes de simulação do bocal de injeção do gerador de vapor. Dependendo da vazão utilizada o tempo de injeção de água fria pode ser de até 20 minutos. A frequência das oscilações da temperatura da parede do tubo, já determinada pelos experimentos hidrotérmicos, é de 0,25 Hz, o que induz 15 oscilações de temperatura por minuto no tubo. Foram realizados 41 experimentos de estratificação térmica, o que impôs à tubulação um histórico de carregamentos de aproximadamente 10.000 oscilações térmicas. Na Tabela 4.4.1 pode ser vista a data da realização de cada experimento e o número atribuído a cada um deles.

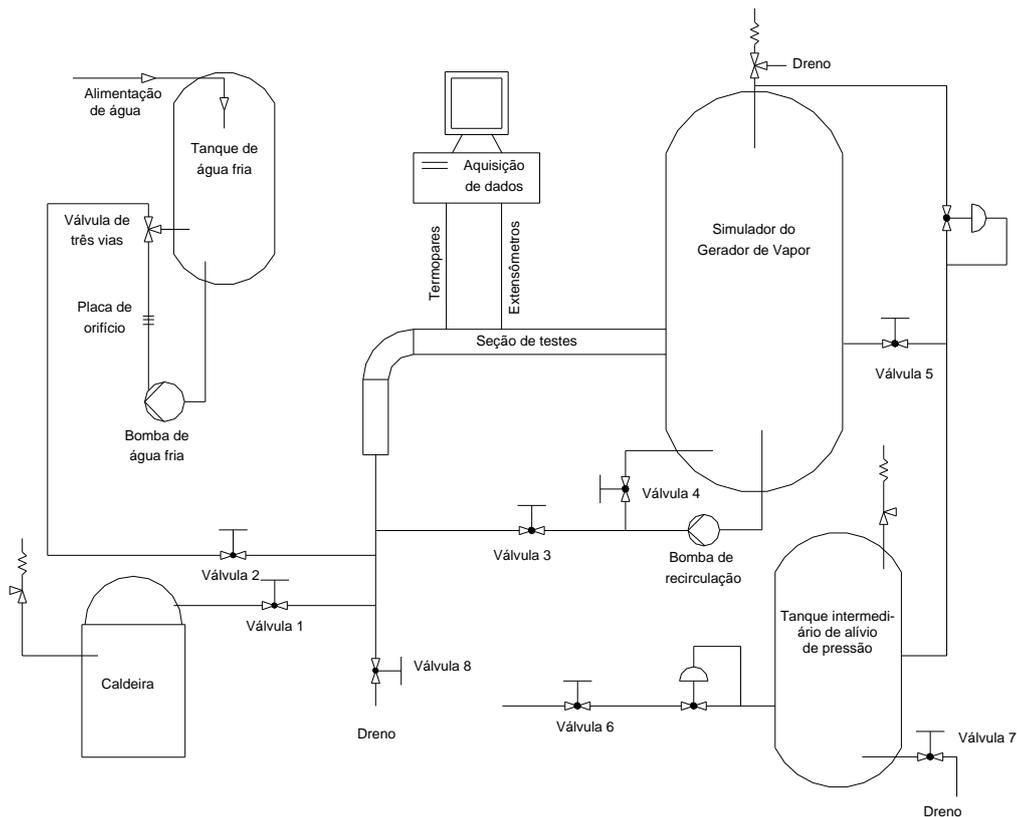


Figura 4.4.1 – Esboço do circuito experimental de estratificação térmica

A pressão de trabalho do DTLES é de 2,3 MPa (23 bar), menor que a pressão do primário do reator, que é de 16 MPa (160 bar) (linha de surto) e também é menor

que a pressão do secundário (bocal do gerador de vapor), que é de 6,4 MPa (64 bar). No entanto, a pressão é um fator que tem pouca influência na formação de escoamentos estratificados, o que não impede relacionar os resultados dos experimentos com as condições de operação do bocal de injeção do gerador de vapor. Estudos prévios confirmam que o adimensional Froude é mais adequado para relacionar os estudos realizados na seção de testes com os escoamentos estratificados do bocal de injeção do gerador de vapor. Uma matriz de testes tentativa para os experimentos de estratificação térmica realizados neste trabalho pode ser vista na Tabela 4.4.1.

Tabela 4.4.1 – Matriz de testes tentativa

Velocidade m/s	Vazão l/s	Froude	Quantidade
0,0074	0,0850	0,015	6
0,0099	0,1163	0,020	12
0,0119	0,1398	0,024	4
0,0133	0,1562	0,027	5
0,0148	0,1739	0,030	3
0,0163	0,1915	0,033	3
0,0178	0,2091	0,036	2
0,0297	0,3489	0,060	
0,0594	0,6978	0,120	
0,0649	0,7500	0,131	4
0,0888	1,0432	0,180	
0,1367	1,5800	0,276	1
0,1644	1,9000	0,332	1

As deformações foram medidas posicionando extensômetros tipo roseta ao longo do tubo horizontal, na curva e no tubo vertical. Para que os extensômetros tipo roseta não façam medições distorcidas é preciso estabelecer uma distância mínima de afastamento entre eles e os furos na parede da tubulação da seção de testes. A distância de fixação dos extensômetros em relação aos furos na parede do tubo da seção de testes foi estabelecida como sendo de cinco vezes o diâmetro do furo (NURKKALA, 1997).

Para coletar os dados dos extensômetros, primeiramente condutores para alta temperatura foram brasados em seus terminais em uma ligação a três fios. Na Figura 4.4.2 pode ser visto um esboço da ligação a três fios. A outra extremidade dos conectores foi encaminhada para os outros resistores da ponte de Wheatstone, montados em duas caixas próximas à seção de testes. Um dos três resistores montados nas placas de circuito impresso era ajustável para melhor equilibrar a ponte. Uma fonte de alimentação que supre tensão ajustável foi utilizada para alimentar os extensômetros com tensão de 5 V. Da ponte de Wheatstone partiam condutores até as

placas condicionadoras, do fabricante Advantech. Estas placas condicionadoras PCLD-789D foram montadas em caixas localizadas próximas ao computador dedicado à coleta de sinais dos extensômetros. Para coletar os sinais dos extensômetros foram utilizadas quatro placas condicionadoras PCLD-789D e uma placa conversora PCL-818HD. Um aterramento foi necessário para minimizar os efeitos de ruídos nos sinais dos extensômetros. Para coletar os dados da placa conversora e trabalhá-los foi desenvolvido um programa de aquisição de dados utilizando o próprio software da Advantech, o Visidaq (CÂNDIDO, 2008). No entanto, este programa só foi utilizado para coletar os dados sendo o tratamento deles feito no Microsoft Excell e no Matlab.

Tabela 4.4.2 – Experimentos realizados no ano de 2008

Data	Exp. nº								
02/05	1	10/06	10	08/07	19	25/07	28	02/10	37
12/05	2	12/06	11	14/07	20	21/08	29	03/10	38
15/05	3	17/06	12	15/07	21	28/08	30	07/10	39
16/05	4	19/06	13	16/07	22	05/09	31	08/10	40
23/05	5	25/06	14	17/07	23	10/09	32	09/10	41
27/05	6	27/06	15	18/07	24	25/09	33		
29/05	7	01/07	16	22/07	25	26/09	34		
03/06	8	03/07	17	23/07	26	29/09	35		
06/06	9	04/07	18	24/07	27	01/10	36		

Para coletar as temperaturas dos experimentos de estratificação térmica uma extremidade dos termopares foi brasada na seção de testes nas posições de medições I, II e III e a outra extremidade deles foi conectada a uma das duas juntas de referências. Cada uma destas juntas, com capacidade para receber 48 termopares, é constituída de uma caixa termicamente isolada, contendo em seu interior uma placa de cobre para a homogeneização da temperatura. Os fios de extensão dos termopares, assim como os cabos que levam os sinais ao sistema de coleta de dados são conectados à placa de cobre, sem contato elétrico com a mesma. A temperatura no interior de cada caixa é monitorada por meio de termistores. Das juntas de referências partem cabos que vão até o sistema de coleta de dados do experimento. Estes cabos são conectados a cinco placas condicionadoras de sinais da marca Advanthech, modelo PCLD – 789 D. Estas placas são montadas em uma caixa posicionada próxima ao computador dedicado à coleta de sinais de termopares. Montada no barramento ISA do computador está a placa conversora de sinais, também do fabricante Advanthech. Cada placa de condicionamento de sinal possui 16 canais e a placa conversora pode receber até 8 placas condicionadoras. Assim, é possível conectar até 80 termopares nas cinco placas condicionadoras. Uma sexta placa condicionadora de sinais foi montada na caixa juntamente com as outras cinco

para receber sinais de vazão, de pressão e nível dos tanques. Esta placa também foi conectada à placa conversora de sinais PCL-818 HD.

Para receber os dados da placa conversora, apresentá-los e tratá-los foi desenvolvido um programa em linguagem Quick Basic (ABREU, 2004). Porém, este programa foi utilizado apenas para coletar os dados sendo o tratamento deles feito no Microsoft Excel e no Matlab.

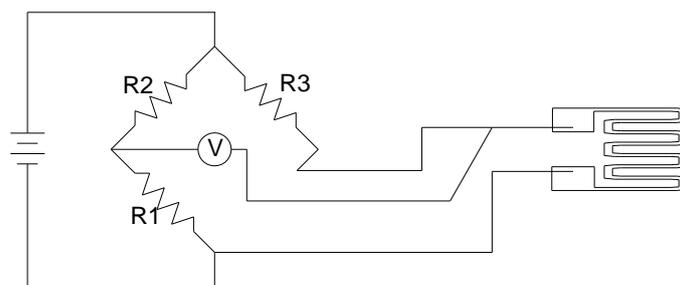


Figura 4.4.2 – Ligação de extensômetro a três fios

4.5 Extensometria

Todo corpo sólido constituído de material elástico, estando sob efeitos de tensão, oriunda de um esforço externo, sofre deformações. Sendo a força externa de tração, o corpo alongará variando seu comprimento de L para $L + \Delta L$. Caso esteja sob uma força de compressão o corpo encolherá passando seu comprimento de L para $L - \Delta L$. Se a deformação for imposta a um metal este experimenta uma variação em sua resistência elétrica. Esta característica dos metais é utilizada para medir as deformações sofridas por eles. Utilizando esta propriedade dos metais, extensômetros elétricos são construídos para medir as deformações sofridas por muitos corpos, especialmente os construídos de metais. Neste trabalho, a extensometria foi utilizada para monitorar as deformações sofridas pela seção de testes durante os ensaios de estratificação térmica. Os extensômetros elétricos são construídos em ligas metálicas especiais, adequadas para monitorar a variação dimensional de componentes submetidos a uma grande variedade de fenômenos físicos. Para monitorar a deformação sofrida pelos componentes o extensômetro deve ser unido à superfície deles com um adesivo específico. Outro fator que deve ser observado para o sucesso da extensometria é o cuidado em isolar a superfície do metal do extensômetro.

O funcionamento dos extensômetros é baseado no fato da resistência elétrica de um condutor variar deterministicamente quando o condutor é deformado. Portanto,

se um condutor é preso a uma estrutura, de tal maneira que a variação de comprimento dela seja igual à variação de comprimento do condutor, a variação de resistência do condutor será diretamente proporcional à deformação.

Os condutores são formados ou por fios arranjados em uma grade com padrão axial ou por finas lâminas de metal, impressas no formato desejado. Em ambos os casos, o condutor é preso a uma placa de suporte. Por sua vez a placa é seguramente presa à estrutura a ser medida de tal forma que uma deformação na superfície resultará em uma deformação no condutor.

O importante é encontrar uma relação entre a deformação do componente mecânico e a variação da resistência do condutor do extensômetro. A Equação (4.5.1) expressa esta relação (www.hw.ac.uk/mec/www/courses, 2004).

$$\frac{\Delta R_c}{R_c} = \left(1 + 2\mu + \frac{\Delta \rho_r}{\rho_r} \right) \frac{\Delta L}{L} = K \frac{\Delta L}{L} = K \varepsilon_a \quad (4.5.1)$$

Na Equação (4.5.1) R_c é a resistência em Ω , ρ_r a resistividade em Ωm , $\Delta \rho_r$ a variação da resistividade, ε_a a deformação axial, o termo entre parênteses, denominado de K , é o Fator do Extensômetro. Este termo é praticamente constante para a maioria dos tipos de extensômetros e tem um valor um pouco maior do que 2 (www.hw.ac.uk/mec/www/courses, 2004). O material mais utilizado para fabricar extensômetros é o constantan, por ele ter K estável tanto nas deformações elásticas quanto nas plásticas.

Em muitos casos analisados as direções das deformações principais não são conhecidas. Assim sendo, uma roseta retangular com três elementos dispostos a 45° é necessária para realizar a análise de tensões e deformações do componente. Para uma roseta retangular a equação que determina as deformações principais máximas e mínimas é dada pela Equação (4.5.2) (AVRIL, 1974).

$$\varepsilon_{M,m} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{2} \pm \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2} \quad (4.5.2)$$

Na Equação (4.4.2) ε_M é a deformação principal máxima, ε_m é a deformação principal mínima, ε_1 , ε_2 , e ε_3 são as deformações dos extensômetros 1, 2 e 3, respectivamente. Na Equação (4.5.2) todas as deformações têm unidades de $\mu\text{m}/\text{m}$. A deformação principal máxima é dada pela adição e a mínima pela subtração.

As deformações angulares máximas em $\mu\text{m/m}$ são dadas pela Equação (4.5.3) (AVRIL, 1974).

$$\gamma_M = \frac{1}{2} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2 + [2\varepsilon_2 - (\varepsilon_1 + \varepsilon_3)]^2} \quad (4.5.3)$$

A direção das tensões máximas e mínimas é dada pela Equação (4.5.4) (AVRIL, 1974).

$$\phi_{M,m} = \frac{1}{2} \arctan \left(\frac{2\varepsilon_2 - \varepsilon_1 - \varepsilon_3}{\varepsilon_1 - \varepsilon_3} \right) \quad (4.5.4)$$

Na Equação (4.5.4) ϕ_M é a direção da deformação máxima, ϕ_m é a direção da deformação mínima em rad. A direção física do ângulo dado pela Equação (4.5.4) é sempre anti-horária se o valor for positivo e, horária se negativo. O ângulo pode ser referente à deformação máxima ou à mínima. Para identificar qual das deformações o ângulo calculado se refere, as regras a seguir devem ser seguidas:

- a) – se $\varepsilon_1 > \varepsilon_3$, então $\phi_{M,m} = \phi_M$ - deformação principal máxima;
- b) – se $\varepsilon_1 < \varepsilon_3$, então $\phi_{M,m} = \phi_m$ - deformação principal mínima;
- c) – se $\varepsilon_1 = \varepsilon_3$ e $\varepsilon_2 < \varepsilon_1$, então $\phi_{M,m} = \phi_M = -45^\circ$;
- d) – se $\varepsilon_1 = \varepsilon_3$ e $\varepsilon_2 > \varepsilon_1$, então $\phi_{M,m} = \phi_M = +45^\circ$;
- e) – se $\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = \varepsilon_3$, então $\phi_{M,m}$ é indeterminado.

Na região elástica do material em estudo, as tensões principais máximas e mínimas são dadas pela Equação (4.5.5) (AVRIL, 1974).

$$\sigma_{M,m} = \frac{E}{2} \left[\frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{1 - \mu} \pm \frac{1}{1 + \mu} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2 + [2\varepsilon_2 - (\varepsilon_1 + \varepsilon_3)]^2} \right] \quad (4.5.5)$$

Na Equação (4.5.5) σ_M é a tensão principal máxima em MPa, σ_m é a tensão principal mínima em MPa, E é o módulo de elasticidade do material em MPa e μ é o coeficiente de Poisson. A tensão principal máxima é dada pelo operador adição e a tensão principal mínima é dada pelo operador subtração.

Após os dados de deformação terem sido coletados dos experimentos de estratificação térmica, eles precisam ser corrigidos, pois alguns fatores alteram o verdadeiro valor da deformação sofrida pela seção de testes. Uma correção que deve ser feita é devida à variação da sensibilidade do extensômetro. Esta variação está relacionada às variações que o fator de conversão K do extensômetro sofre com a temperatura. Em alguns casos os efeitos devidos à temperatura são pequenos e podem ser ignorados. Para as rosetas de extensômetros do fabricante TML utilizadas neste trabalho, o fator K de cada extensômetro varia conforme a Equação (4.5.6).

$$K' = K \left[1 - 0,0012 \left(\frac{T - 20}{10} \right) \right] \quad (4.5.6)$$

Na Equação (4.5.6) K' é o fator do extensômetro corrigido, K é o fator nominal do extensômetro informado pelo fabricante e T é a temperatura do experimento em °C. Os extensômetros do fabricante TML têm fator $K_1 = K_2 = K_3 = 2,03 \pm 1\%$.

A indicação da deformação sofrida pelo componente analisado é função da tensão de alimentação V do extensômetro em volts, de seu fator de conversão K e da tensão de desequilíbrio da ponte de Wheatstone V_0 em volts. A deformação do componente, para uma medição com um quarto de ponte de Wheatstone com ligação a três fios, é dada pela Equação (4.5.7).

$$\varepsilon = \frac{4V_0}{V} \frac{1}{K} \quad (4.5.7)$$

Pode ser visto pela Equação (4.5.7) como o fator de conversão K do extensômetro influi na indicação da deformação. Se a deformação ε_1 em $\mu\text{m}/\text{m}$ foi obtida utilizando um fator de conversão K e se deseja corrigi-la para o fator K' , então a deformação corrigida é calculada pela Equação (4.5.8), sendo K' definido pela Equação (4.5.7).

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_1 \frac{K}{K'} \quad (4.5.8)$$

Outra correção realizada nas medidas dos extensômetros é devida à não linearidade da ponte de Wheatstone. A Equação (4.5.9) é utilizada para fazer a correção da deformação devida a não linearidade da ponte de Wheatstone (MANSUR, 2008).

$$\varepsilon_{nl} = \varepsilon \left(1 + \frac{K\varepsilon}{2 - K\varepsilon} \right) \quad (4.5.9)$$

Outra correção importante que deve ser considerada na análise de deformações por extensometria é devida à resistência dos condutores de ligação do extensômetro ao sistema de aquisição de dados. Dependendo da precisão desejada na leitura das deformações esta correção pode ser desconsiderada. A Equação (4.5.10) é utilizada para fazer a correção das deformações lidas pelo extensômetro devida à resistência dos condutores.

$$K'' = \frac{R_{ex}}{R_{ex} + \frac{R_c}{2} L} K \quad (4.4.10)$$

Na Equação (4.5.10) K'' é o fator do extensômetro corrigido, R_c é a resistência do condutor em Ω , L é o comprimento do condutor em m, R_{ex} a resistência do extensômetro em Ω e K o fator de conversão do extensômetro informado pelo fabricante.

Outro fator que influi na precisão da deformação indicada pelo extensômetro é a deformação aparente. A deformação aparente é devida à diferença de dilatação entre o material do componente analisado e o material do extensômetro. Se os coeficientes de dilatação dos dois materiais não forem iguais, então o extensômetro sofrerá uma deformação mecânica $\varepsilon_m = (\beta - \alpha)\Delta T$, a qual não ocorrerá na estrutura. O elemento sensor reage a esta deformação indicando uma mudança na resistência da mesma maneira que ele indica uma mudança para deformação devida à carga aplicada. A deformação aparente é dada pela Equação (4.5.11) (MANSUR, 2008).

$$\varepsilon_{ap} = \left[(\beta - \alpha) + \frac{\gamma}{K} \right] \Delta T \quad (4.5.11)$$

Na Equação (4.5.11) ε_{ap} é a deformação aparente em $\mu\text{m}/\text{m}$, α é o coeficiente de dilatação linear do material do extensômetro em $1/^\circ\text{C}$, β é o coeficiente de dilatação linear do material do componente em $1/^\circ\text{C}$, γ é o coeficiente térmico de resistividade da liga do extensômetro em $1/^\circ\text{C}$, ΔT é a variação de temperatura em $^\circ\text{C}$ e K o fator do extensômetro. Para realizar todas as correções das deformações ditas acima, foi desenvolvido um programa em Matlab, o qual lê os arquivos de dados dos experimentos, faz as correções e traça os gráficos das deformações.

4.6 Ensaio Mecânicos

O aço do tubo utilizado na construção da seção de testes tem uma larga variação de valores de suas propriedades mecânicas na literatura. Uns valores muito baixos e outros muito altos como podem ser vistos na Tabela 4.6.1. Para ter segurança de qual seria o valor real destas propriedades, alguns ensaios de tração foram feitos em um espécime retirado da parede do tubo. O espécime, para o aço virgem, foi submetido a três ensaios de tração a uma tensão de aproximadamente 85% da tensão de escoamento do valor mais conservativo da literatura. Estes ensaios foram realizados com o objetivo de determinar também o módulo de elasticidade do material, o qual é um parâmetro envolvido no cálculo dos esforços impostos ao espécime durante os ensaios de fadiga. Sendo assim, o valor do módulo de elasticidade deve ser o mais preciso possível. Na Equação (4.6.1), pode ser vista a influência do módulo de elasticidade no esforço ao qual o espécime estará submetido na máquina de fadiga flexorrotativa. Espécimes das extremidades do espécime original foram retirados para determinar o limite de escoamento, a tensão máxima e o limite de ruptura do aço. Para o espécime retirado de uma porção do tubo da seção de testes, o procedimento foi o mesmo para determinar o módulo de elasticidade, o limite de escoamento, a tensão máxima e o limite de ruptura.

Na Figura 4.6.1 pode ser visto o espécime original, retirado da parede do tubo, com o extensômetro colado a ele. Este espécime é conforme a norma ASTM (ASTM, 1996) para ensaios de fadiga flexorrotativa. Porém, ele foi submetido a um ensaio de tração para determinar o módulo de elasticidade do aço. Das duas extremidades deste espécime foram retirados os espécimes da Figura 4.6.2. Estes dois espécimes foram submetidos a ensaios de tração para determinar o limite de escoamento, a tensão máxima e o limite de ruptura, no Laboratório de Ensaio Mecânicos do CDTN.

Tabela 4.6.1 – Propriedades mecânicas do aço AISI 304L

Referência	E MPa	σ_c MPa	σ_m MPa
ASME	174.654	170	485
Senatore		270	560
AK Steel	193.000	241	586
Provenza		177	540
Mark		170	485

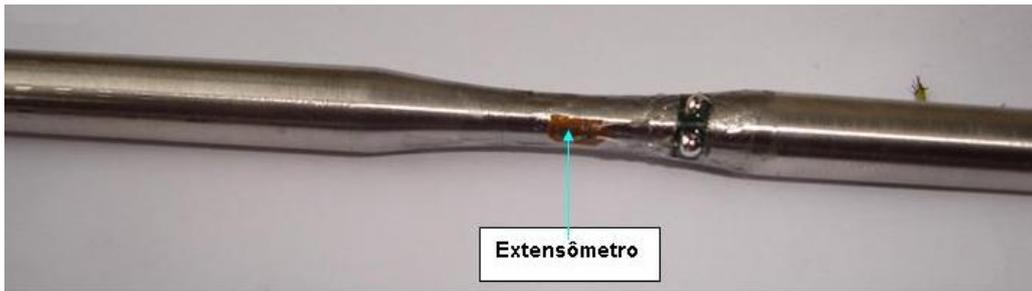


Figura 4.6.1 – Espécime original utilizado para ensaio de tração



Figura 4.6.2 – Espécimes retirados das extremidades do espécime da Figura 4.6.1

$$F_A = \frac{JE\varepsilon}{5l} \quad (4.6.1)$$

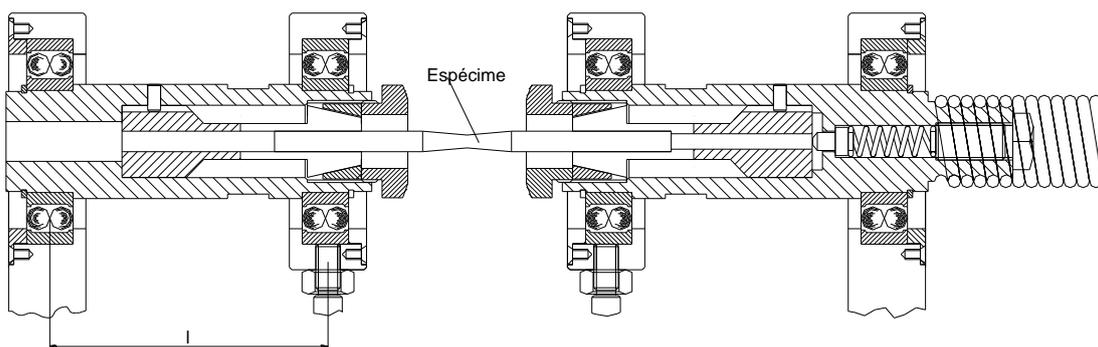


Figura 4.6.3 – Fixação do espécime na máquina de fadiga (MANSUR, 2008)

Na Equação (4.5.1) F_A é a força aplicada ao espécime em kgf, J em mm^3 o módulo de resistência da seção do espécime, E o módulo de elasticidade em kgf/mm^2 , ε a deformação registrada pelo extensômetro em $\mu\text{m}/\text{m}$, l a distância entre os centros

de articulações das rótulas da máquina em mm, como pode ser visto na Figura 4.6.3 (MANSUR, 2003).

Para avaliar os danos no material do tubo decorrentes dos experimentos de estratificação térmica, foram realizados ensaios de fadiga em dois lotes de espécimes retirados dele. Um lote de espécimes foi retirado do tubo virgem e outro do tubo da seção de testes, após esta ter sido submetida a 41 experimentos de estratificação térmica. A técnica utilizada para determinar o limite de fadiga dos dois lotes de espécimes foi a técnica da escada, também conhecida como sobe e desce (“up-and-down”).

O teste da escada é um método muito útil e por ele é possível determinar a média e a variância da resistência à fadiga para qualquer tempo de vida especificado. Sendo assim, o método permite determinar a resistência à fadiga para a vida infinita. Para realizar o teste são necessários pelo menos 15 espécimes. O primeiro espécime é ensaiado sob uma tensão ligeiramente acima do limite de fadiga estimado para o material. O ensaio é conduzido até que haja a ruptura do espécime ou até ele atingir a vida infinita estabelecida. Neste trabalho a vida infinita estabelecida foi de 2×10^6 ciclos, o passo de tensão foi de 20,5 MPa e o limite de fadiga para o aço AISI 304L é de 241 MPa (ZAMPROGNA, 2009). Se o primeiro espécime falhar antes de atingir a vida estabelecida, então a tensão de ensaio é reduzida em um valor do passo de tensão e o segundo espécime é ensaiado sob esta nova tensão. Se, por outro lado, o primeiro espécime não falhar, então a tensão de ensaio é acrescida do valor de um passo de tensão e o segundo espécime é ensaiado sob esta nova tensão. Utilizando este procedimento o teste segue, sendo cada espécime testado sob um nível de tensão a um passo maior ou menor que seu predecessor, dependendo da censura ou da falha. Pode ser visto na Figura 4.6.4 o desenho dos espécimes retirados da parede do tubo e utilizados nos ensaios de fadiga flexorrotativa (ASTM, 1996).

Após ensaiar todos os espécimes, a análise dos dados foi feita considerando o evento de menor ocorrência, falha ou censura. Os dados referentes ao evento de menor ocorrência são tabulados em cinco colunas (COLINS, 1993):

Na coluna I coloque todos os níveis de tensões do evento menos freqüente;

Na coluna II atribua 0 (zero) ao menor nível de tensão, 1 ao próximo maior nível de tensão e, assim sucessivamente até o nível mais alto;

Na coluna III coloque número de vezes que cada nível de tensão ocorreu no evento de menor freqüência;

Na coluna IV coloque o produto da coluna II pela coluna III (ordem dos níveis de tensão pelo número de vezes que ele ocorreu);

Na coluna V coloque o produto do quadrado da coluna II pela coluna III.

Some a coluna III e atribua o valor a N , a coluna IV e atribua o valor a A e some a coluna V e atribua o valor a B .

Com a tabela criada, a estimativa estatística do limite de resistência médio foi calculada (COLINS, 1993).

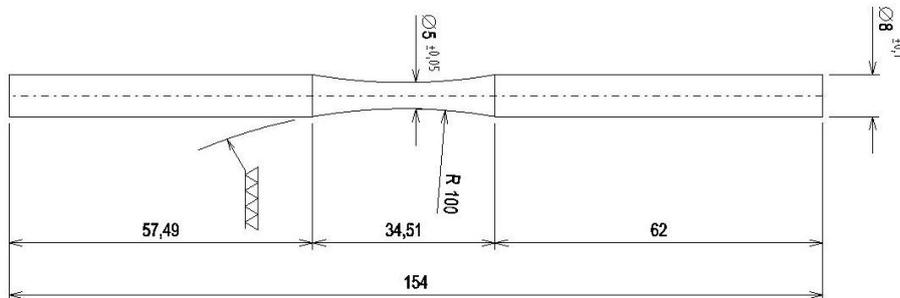


Figura 4.6.4 – Espécime para ensaios de fadiga flexorrotativa (ASTM, 1996)

Para melhor entender os efeitos da estratificação térmica no material da seção de testes, foi realizado um mapeamento da posição de cada espécime retirado do tubo da seção de testes. Pode ser visto na Figura 4.6.5 como este mapeamento foi feito e de onde cada espécime foi retirado.

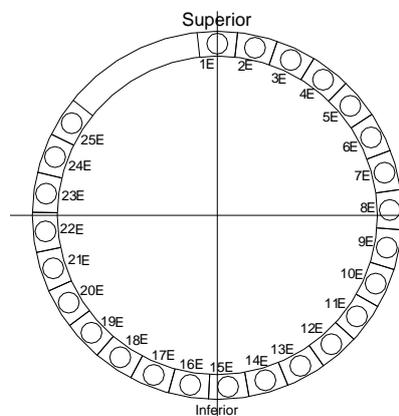


Figura 4.6.5 – Mapeamento dos espécimes na seção transversal do tubo

4.7 Simulações Numéricas

Neste trabalho há a proposta de desenvolver um modelo numérico para simular as tensões e as deformações da seção de testes submetida aos carregamentos de estratificação térmica. Com simulações numéricas precisas e confiáveis, os estudos de

escoamentos estratificados serão mais rápidos e mais baratos que os realizados em laboratórios. No entanto, a simulação de tensões e deformações de um escoamento estratificado é tarefa árdua que consumirá muito estudo e muito esforço computacional. As simulações aqui iniciadas foram realizadas utilizando o código computacional ANSYS. Este é um código de muitos recursos e de grande complexidade que requer muito tempo de dedicação a ele. Além das dificuldades com o próprio código, há também as dificuldades em modelar numericamente o fenômeno de estratificação térmica. Esta dificuldade está associada principalmente às diferentes temperaturas às quais diferentes regiões do tubo ficam submetidas simultaneamente. As propriedades mecânicas do material do tubo variam com a temperatura e estas propriedades são parâmetros de entrada para o código ANSYS, o qual entende o tubo, a princípio, como um único material.

Para simular a estratificação térmica utilizando o código ANSYS, o tubo horizontal da seção de testes foi dividido em 10 segmentos longitudinais e em 6 segmentos horizontais. Foram estabelecidos 10 segmentos longitudinais de divisões do tubo tendo como base os resultados experimentais que determinam sua velocidade de resfriamento durante a injeção de água fria. Os 6 segmentos estabelecidos para a segmentação horizontal do tubo foi baseada na distribuição vertical dos termopares. Na Figura 4.7.1 pode ser visto o modelo da seção de testes utilizado para as simulações no código ANSYS. Pode ser observado na Figura 4.7.1 que os segmentos verticais têm dimensões aproximadas, enquanto que os horizontais são distribuídos de maneira a melhor captar a variação vertical de temperatura da estratificação térmica. Nesta figura foi considerado o “T” vertical do DTLES, ao qual a seção de testes foi conectada. Isto torna o comprimento da parte vertical da seção de teste igual a 1,2 m e não 0,5 m como mostrado na Figura 4.1.6.

A simulação numérica de um experimento de estratificação térmica foi realizada utilizando 65 passos de carregamentos inseridos no código ANSYS. Para criar cada passo de carregamento as temperaturas, a pressão e a condição de isolamento térmico eram atribuídas a cada volume do modelo da seção de testes, em um total de 79 volumes. Os passos de carregamentos foram estabelecidos para uma variação de temperatura de 10°C. Assim, o primeiro passo de carregamento foi criado a partir da temperatura inicial da seção de testes e, a cada incremento de 10°C outro passo de carregamento foi criado, até atingir a temperatura máxima do experimento. O mesmo procedimento para criar passos de carregamento foi utilizado quando houve redução de temperatura da seção de testes durante a injeção de água fria. O segundo aquecimento e também o segundo resfriamento foram considerados e a cada 10°C de variação na temperatura um passo de carregamento foi criado. As pressões

informadas ao código ANSYS eram as medidas e correspondentes a cada 10°C de temperatura. Uma dificuldade encontrada e, ainda não superada, foi a atribuição das propriedades mecânicas do material aos passos de carregamentos. Não se conseguiu atribuir diferentes propriedades mecânicas do material a diferentes volumes do modelo da seção de testes, para um mesmo passo de integração. Mesmo criando materiais diferentes o ANSYS interpreta todo o modelo como sendo o do último material atribuído ao modelo.

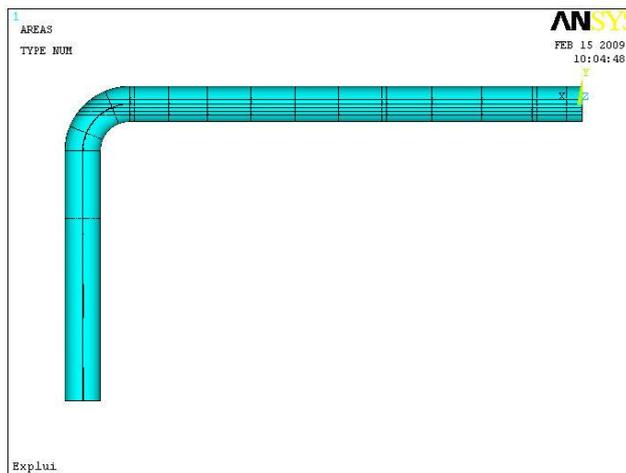


Figura 4.7.1 – Modelo da seção de testes para as simulações numéricas

Para realizar as simulações, o tubo da seção de testes foi desenhado com o seu eixo longitudinal alinhado ao eixo X do sistema de coordenadas do código ANSYS. Devido à simetria do problema, as simulações foram realizadas em uma metade vertical do tubo e devido às características do carregamento, foi utilizado um elemento tridimensional que permitisse carregamentos de deslocamentos, de pressões, de isolamento térmico e de temperatura em seus nós, sendo escolhido o elemento tetraédrico SOLID98 de 10 nós da biblioteca padrão do ANSYS. Este elemento permite carregamentos estruturais, térmicos, magnéticos e elétricos em seus nós, sendo ideal para o tipo de simulação realizado. A discretização livre da seção de testes pelo código ANSYS utilizando o elemento SOLID98 com tamanho de aresta de 15 mm de comprimento criou 26.556 elementos e 52.983 nós. A simulação foi realizada considerando uma análise acoplada direta. Neste tipo de análise os carregamentos são aplicados simultaneamente e não isoladamente. Este procedimento foi necessário porque tanto a pressão interna quanto a temperatura atuavam simultaneamente no tubo, causando tensões e deformações.

5 RESULTADOS

5.1 Extensometria

Para cada experimento realizado as deformações sofridas pela seção de testes foram registradas pelos extensômetros colados nela. Os dados dos extensômetros foram processados e corrigidos e as tensões impostas à seção foram calculadas a partir destes dados. Nas Figuras de 5.1.1 a 5.1.3 podem ser vistas comparações das deformações corrigidas da roseta I para o experimento 7. Nestas figuras as correções são cumulativas, a seguinte sendo feita sobre a anterior. Na Figura 5.1.3 são mostradas as deformações sem correção, com correção devida à resistência dos cabos de ligação, com correção devida à não linearidade da ponte de Wheatstone, com correção devida à deformação aparente e com correção devida à variação do fator do extensômetro com a temperatura. Na Figura 5.1.4 é mostrada uma ampliação da região de maiores deformações da Figura 5.1.3 e também os valores destas maiores deformações para cada curva traçada. Na Figura 5.1.5 é apresentada uma ampliação ainda maior da Figura 5.1.3 para visualizar melhor as três curvas com menores alterações nas deformações do extensômetro.

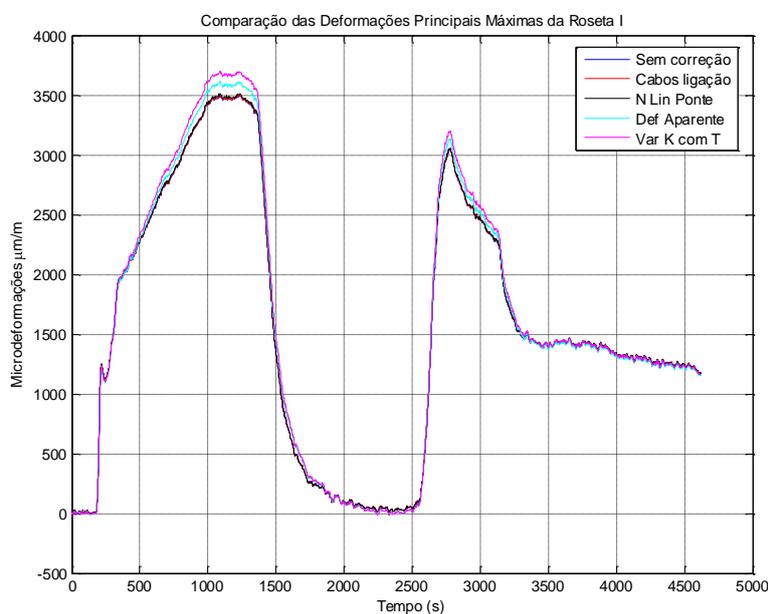


Figura 5.1.1 – Comparação das deformações corrigidas e sem correção

Nas Figuras 5.1.4 e 5.1.5 podem ser vistas comparações das deformações do mesmo experimento, porém não mais de forma cumulativa e sim individualmente. Na

Figura 5.1.4 são vistas as curvas das deformações individuais em relação ao tempo de realização do experimento. Na Figura 5.1.5 são vistas as mesmas deformações em uma ampliação da região de maior deformação. Na Figura 5.1.6 são mostradas as deformações corrigidas e não corrigidas da roseta M para o mesmo experimento. Os valores obtidos para as correções feitas estão listados na Tabela 5.1.1.

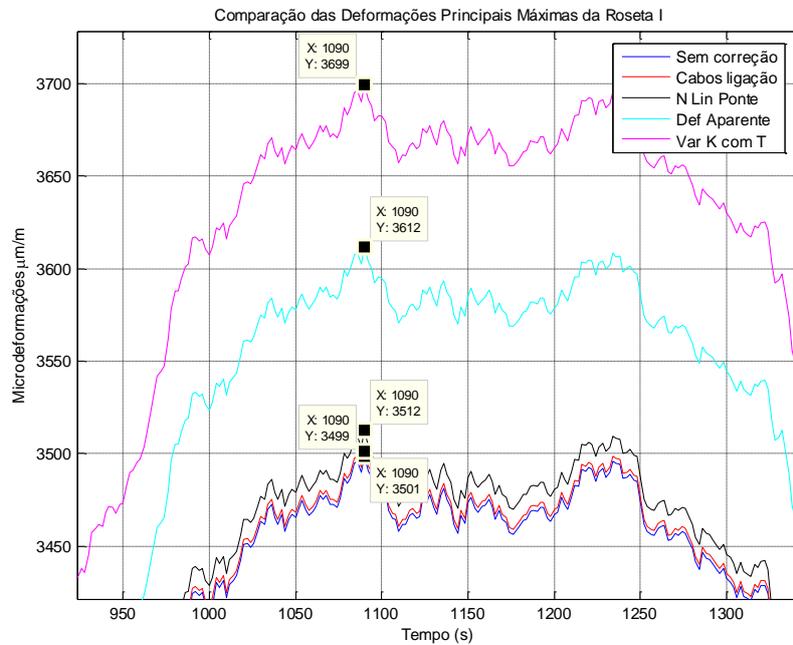


Figura 5.1.2 – Ampliação das deformações corrigidas e sem correção

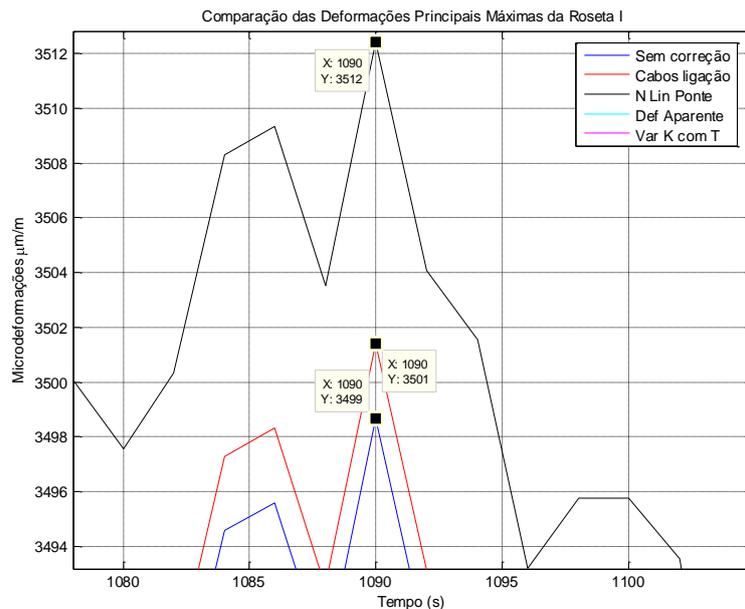


Figura 5.1.3 – Ampliação maior das deformações corrigidas e sem correção

Tabela 5.1.1 – Correções das deformações da roseta M

Correção	Cumulativa $\mu\text{m/m}$	Variação	Individual $\mu\text{m/m}$	Variação	Contribuição %
Sem correção	$3499 \pm 20,39$	0	$3499 \pm 20,39$	0	0
Cabos ligação	$3501 \pm 20,39$	2	$3501 \pm 20,39$	2	1,02
N. Lin. Ponte	$3512 \pm 20,39$	13	$3510 \pm 20,39$	11	5,58
Def. Aparente	$3612 \pm 20,39$	113	$3598 \pm 20,39$	99	50,25
Var K com T	$3699 \pm 20,39$	200	$3584 \pm 20,39$	85	43,15

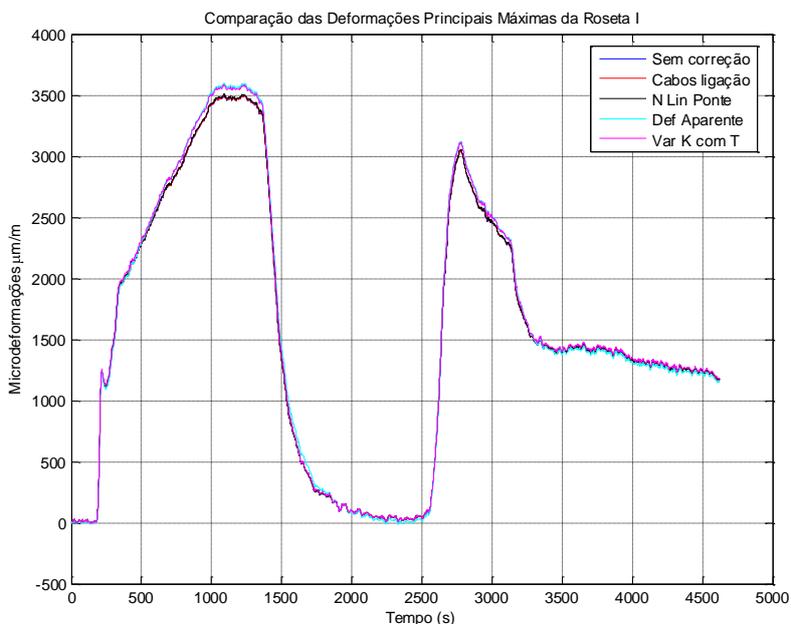


Figura 5.1.4 – Comparação das correções individualmente

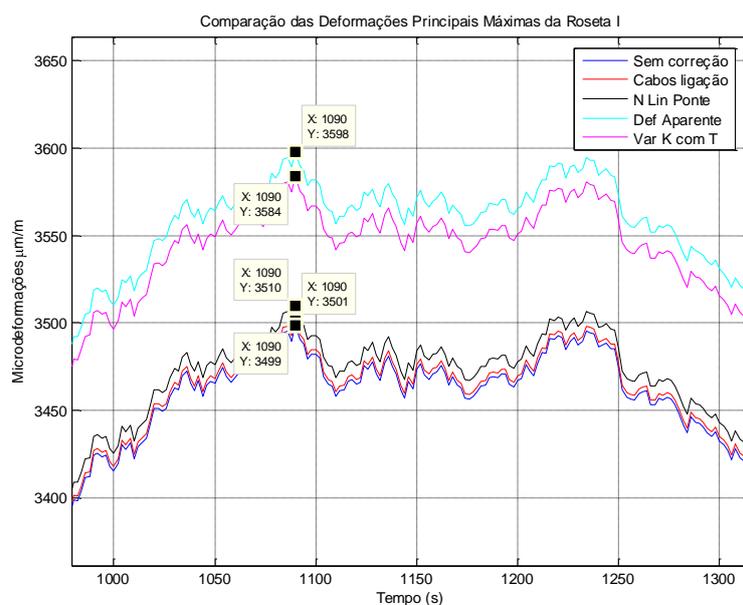


Figura 5.1.5 – Ampliação da comparação das correções individuais

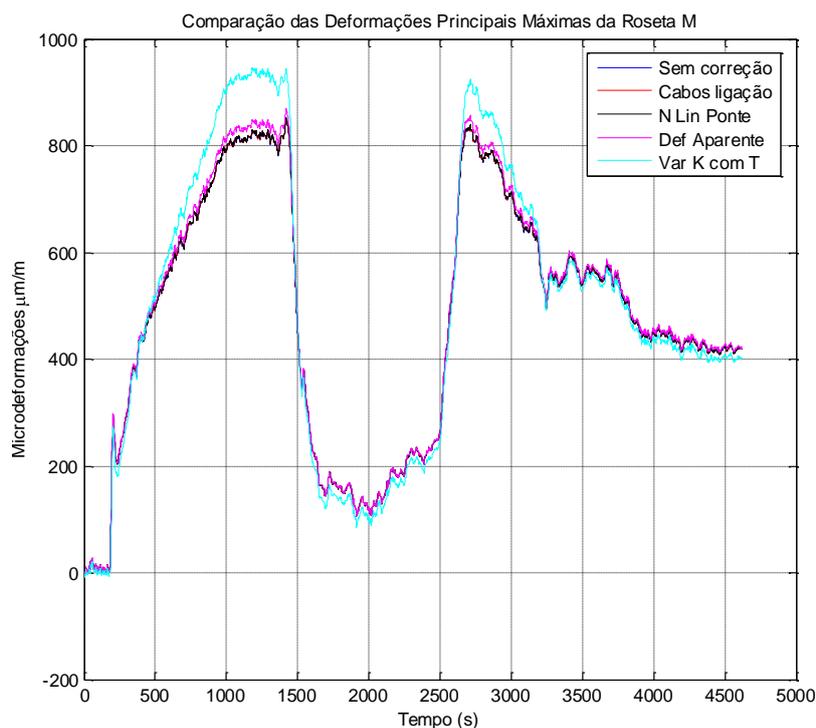


Figura 5.1.6 – Deformações da roseta M experimento 7

Durante os experimentos de estratificação térmica, os deslocamentos horizontais da seção de testes foram monitorados por um transdutor de deslocamentos. Este equipamento é provido de uma ponte de Wheatstone feita com extensômetro para detectar os movimentos da seção de testes. Os extensômetros do transdutor de deslocamentos têm resistência de 120Ω e foram alimentados por uma tensão elétrica de 2 V. O sinal eletrônico do transdutor foi capturado no canal do extensômetro 2 da roseta L colada na seção de testes. Este extensômetro foi danificado durante a soldagem dos seus conectores elétricos.

Tabela 5.1.2 – Deslocamentos, temperaturas e vazões da seção de testes

Exper. nº	Vazão $\pm 0,021$ /s	Temperatura máxima $\pm 1,4$ °C	Desl. máximo $\pm 0,37$ mm
7	0,269	218	9,00
11	0,118	224	13,46
15	Sem injeção	224	15,81
20	0,102	219	9,41
29	0,124	220	2,67
33	1,45	215	12,74
38	0,762	216	7,92

Pode ser visto na Tabela 5.1.2 a relação dos deslocamentos da seção de testes, das temperaturas e das vazões para alguns experimentos. Pelos valores listados não é possível prever um comportamento do deslocamento da seção de

testes em relação à temperatura máxima do experimento ou da vazão de injeção de água fria. Para o experimento 15, quando não houve injeção de água fria, o deslocamento foi o maior deles. Pode ser visto nas Figuras de 5.1.7 a 5.1.13 os deslocamentos para os mesmos experimentos listados na Tabela 5.1.2.

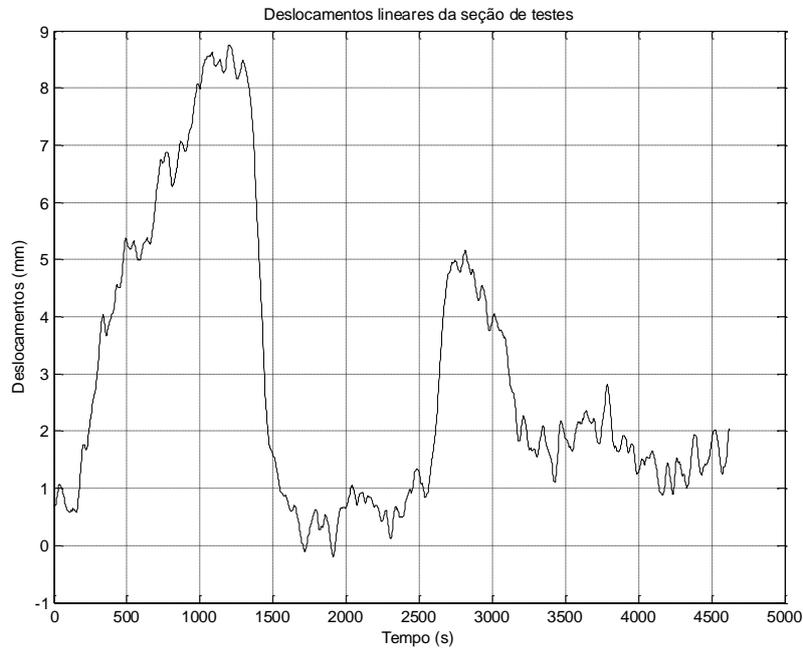


Figura 5.1.7 – Deslocamentos experimento 7

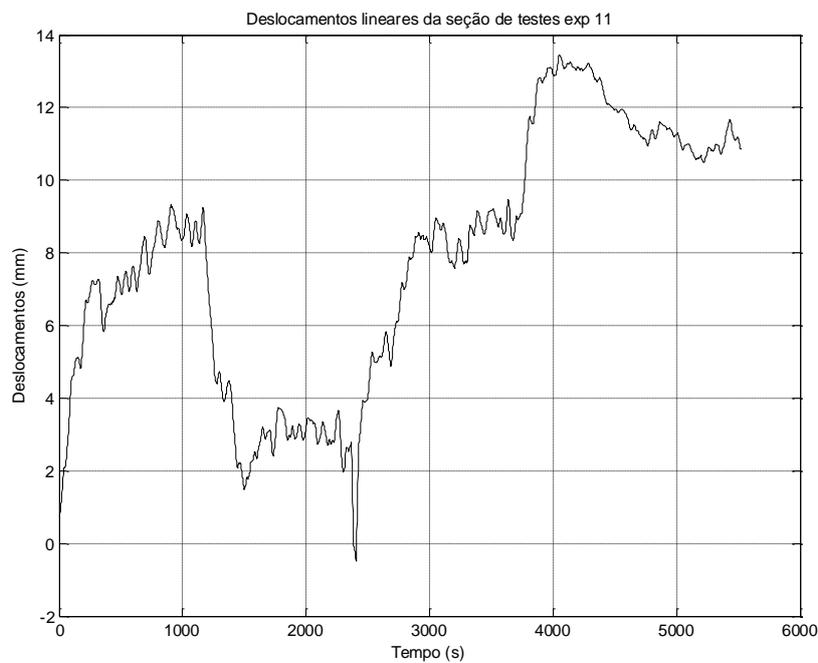


Figura 5.1.8 – Deslocamentos experimento 11

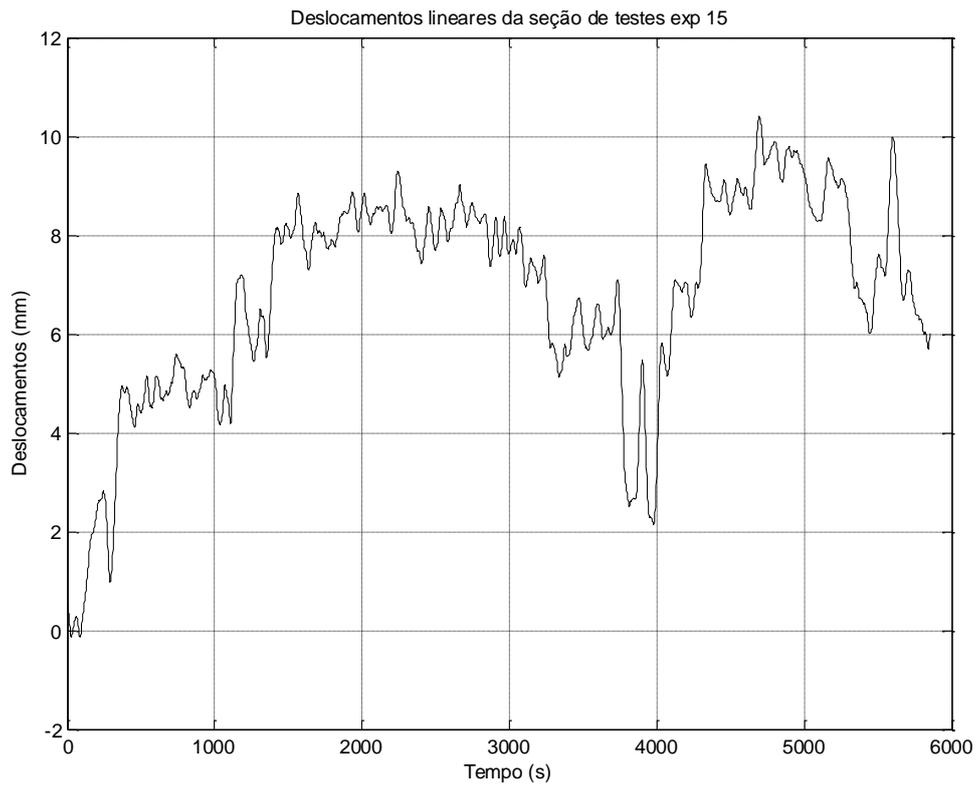


Figura 5.1.9 – Deslocamentos experimento 15

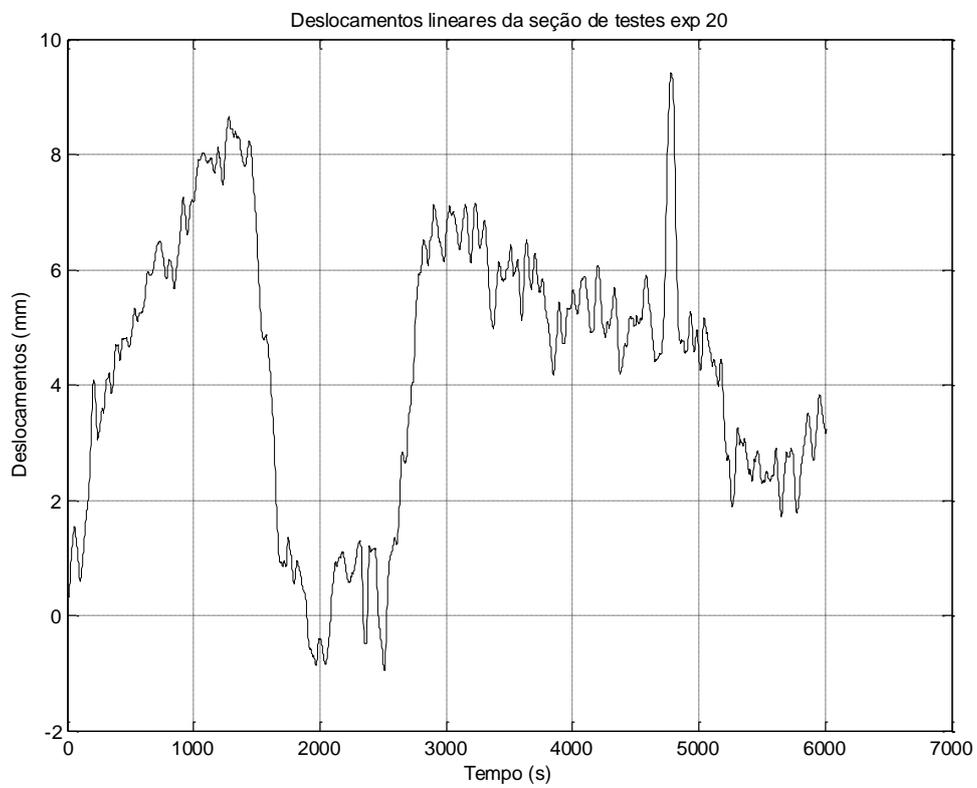


Figura 5.1.10 – Deslocamentos experimento 20

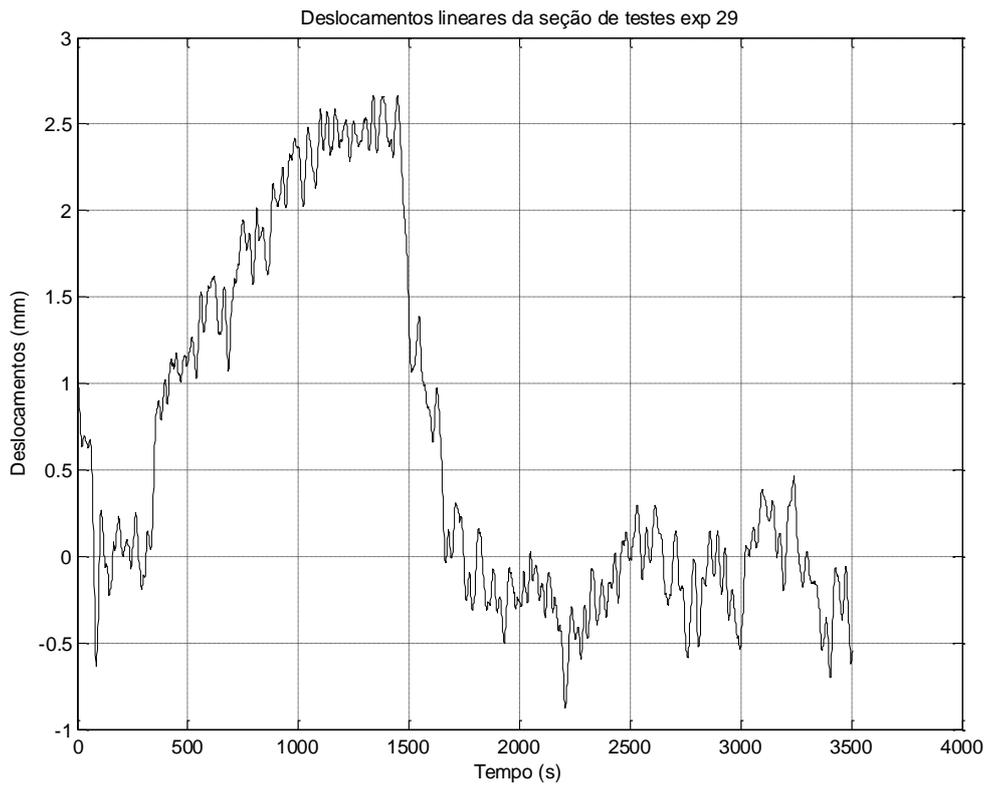


Figura 5.1.11 – Deslocamentos experimento 29

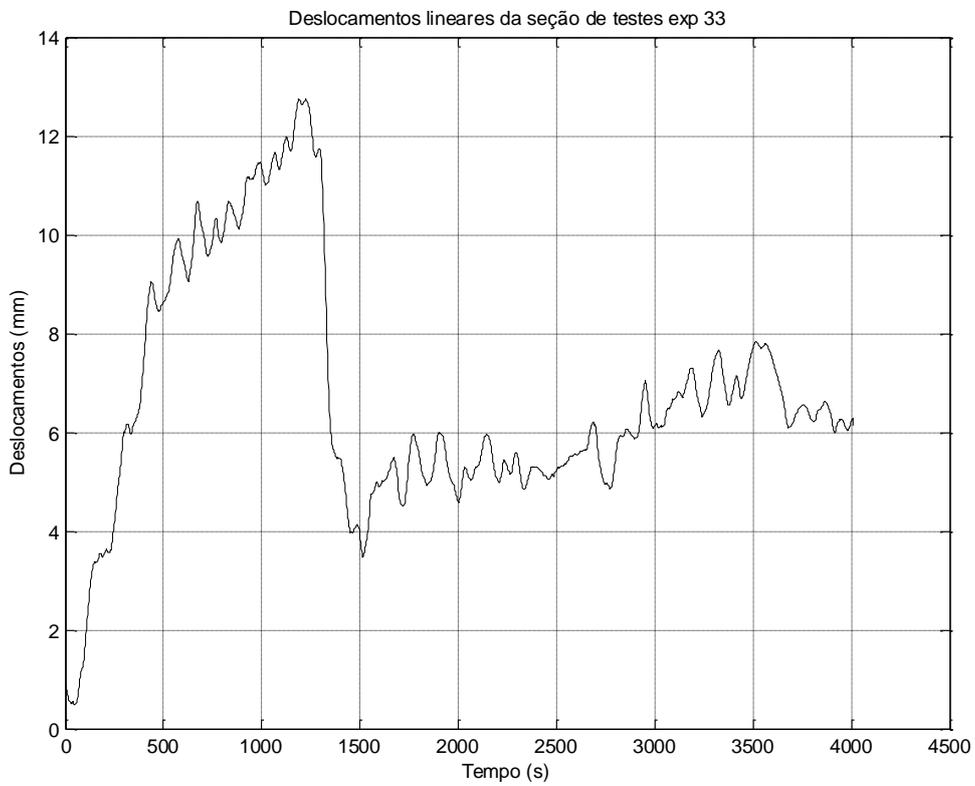


Figura 5.1.12 – Deslocamentos experimento 33

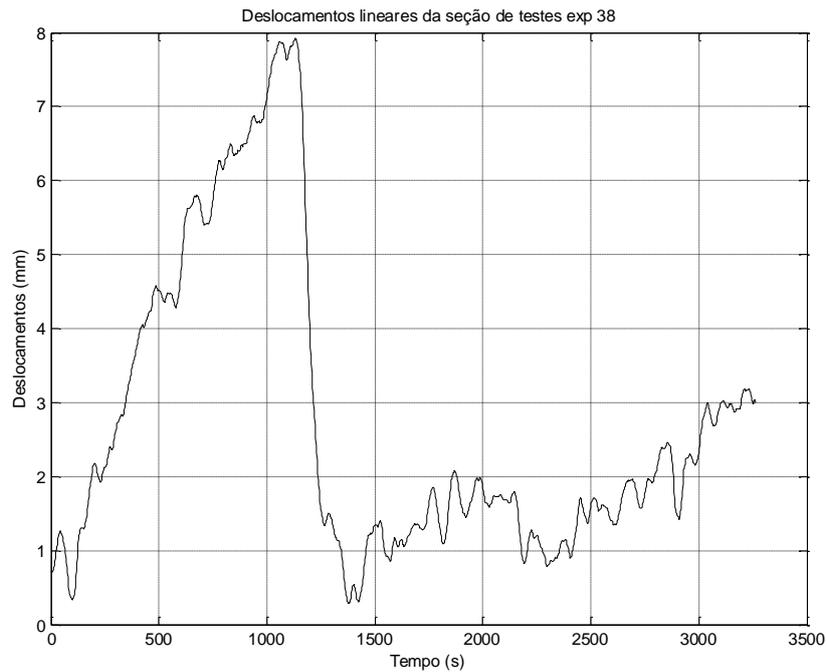


Figura 5.1.13 – Deslocamentos experimento 38

Na Tabela 5.1.3 são mostrados os valores dos deslocamentos máximos da seção de testes para os experimentos realizados.

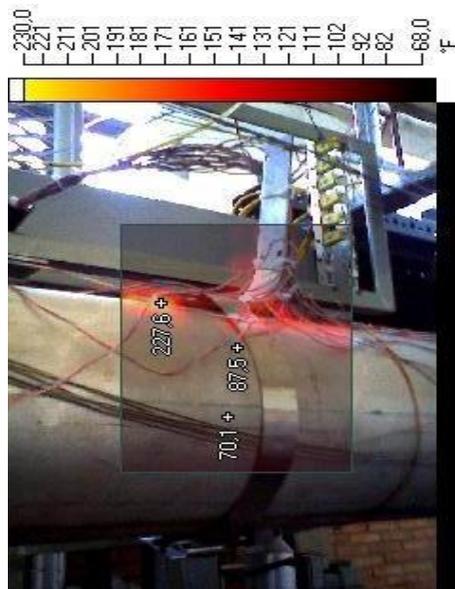
Tabela 5.1.3 – Deslocamentos da seção de testes

Exp. nº	Deslocamento $\pm 0,37$ mm	Experimento	Deslocamento $\pm 0,37$ mm
7	9,00	24	7,84
8	10,00	25	9,54
9	12,42	26	10,56
10	10,18	27	8,16
11	13,46	28	7,61
12	10,85	29	2,67
13	8,28	30	6,74
14	8,04	31	8,92
15	15,81	32	10,95
16	7,94	33	12,74
17	7,88	34	10,46
18	6,85	35	7,56
19	6,93	36	7,63
20	9,41	37	7,51
21	7,50	38	7,92
23	8,01	39	7,17
		41	13,33

5.2 Estratificação térmica

A seção de testes, construída para simular o bocal de injeção do gerador de vapor de uma central nuclear que opera com reator a água pressurizada, foi submetida

a 41 experimentos de estratificação térmica. Este número de experimentos, quando comparado com as condições operacionais previstas em projeto para uma central nuclear é relativamente pequeno. As condições de operação definidas nas especificações de projeto em condições normais de operação são 200 aquecimentos e resfriamentos, 18.300 seguimentos de carga, 200 reduções bruscas de cargas e número infinito de flutuações em regime permanente. Em condições anormais de operação podem ocorrer 80 eventos de perda de carga sem desligar a turbina ou o reator, 40 perdas de potências externas, 400 desligamentos do reator e 10 atuações indevidas do pulverizador. Na condição de falha é postulada uma ruptura do circuito primário e uma ruptura da linha de vapor. Na fase de testes da central nuclear são postulados 10 rolamentos da turbina e 5 testes hidrostáticos (MANESCHY, 2001).



70,1°F=21,2°C; 87,5°F=30,8°C; 227,6°F=108,7°C

Figura 5.2.1 – Termografia I da seção de testes experimento 3

Antes da seção de testes receber o isolamento térmico, as temperaturas de um experimento foram registradas por uma câmera termográfica. Nas Figuras de 5.2.1 a 5.2.6 podem ser vistas as temperaturas da seção de testes registradas pela câmera. As temperaturas foram registradas em graus Fahrenheit e as Figuras de 5.2.1 a 5.2.4 foram registradas na seqüência de aquecimento da seção de testes, enquanto que as Figuras 5.2.4 e 5.2.6 durante o resfriamento. Pelas figuras de termografia podem ser vistas as diferenças de temperatura ao longo do comprimento da seção de testes e também ao longo de seu diâmetro. Abaixo de cada figura foi colocada a conversão dos valores das temperaturas de Fahrenheit para Celsius.



61,5°F=16,4°C; 101,9°F=38,8°C; 279,1°F=137,3°C

Figura 5.2.2 – Termografia II da seção de testes experimento 3



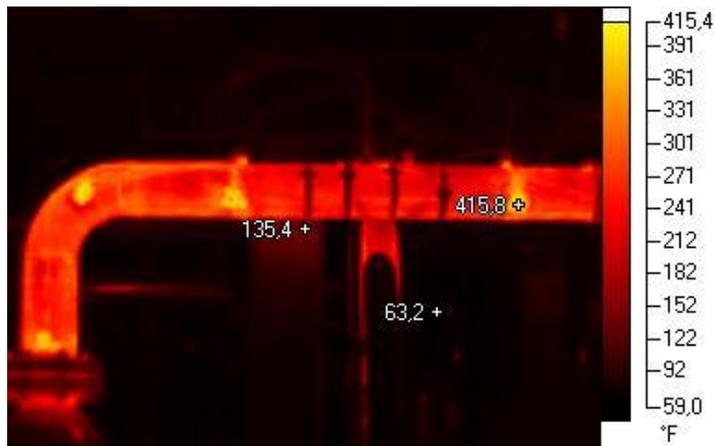
62,5°F=16,9°C; 226,9°F=108,3°C; 305,6°F=152°C

Figura 5.2.3 – Termografia III da seção de testes experimento 3



68,5°F=20,3°C; 179,7°F=82,1°C; 352,4°F=178°C

Figura 5.2.4 – Termografia IV da seção de testes experimento 3



63,2°F=17,3°C; 135,4°F= 57,4°C ;415,8°F=213,2°C

Figura 5.2.5 – Termografia V da seção de testes experimento 3



62,4°F=16,9°C; 71,3°F=21,8°C; 408,5°F=209,2°C

Figura 5.2.6 – Termografia VI da seção de testes experimento 3

Para cada experimento realizado foram coletadas as temperaturas da água e as temperaturas e as deformações da seção de testes. Outros parâmetros importantes para os experimentos também foram coletados, como pressão do reservatório simulador do gerador de vapor, vazão de injeção de água fria e deslocamentos longitudinais da seção de testes. Na Figura 5.2.7 podem ser vistas as temperaturas do experimento 18. As figuras de temperaturas de todos os experimentos seguem o padrão desta, onde há um aquecimento inicial seguido de um resfriamento pela injeção de água fria e outro aquecimento seguido de outro resfriamento. O segundo aquecimento é decorrente da despressurização do circuito experimental e o segundo resfriamento é o resfriamento natural. Na Tabela 5.2.1 são mostrados os valores da vazão de injeção de água fria, da velocidade do escoamento na seção de testes e do

número de Froude. Estes parâmetros do escoamento são de grande importância para obter escoamentos estratificados.

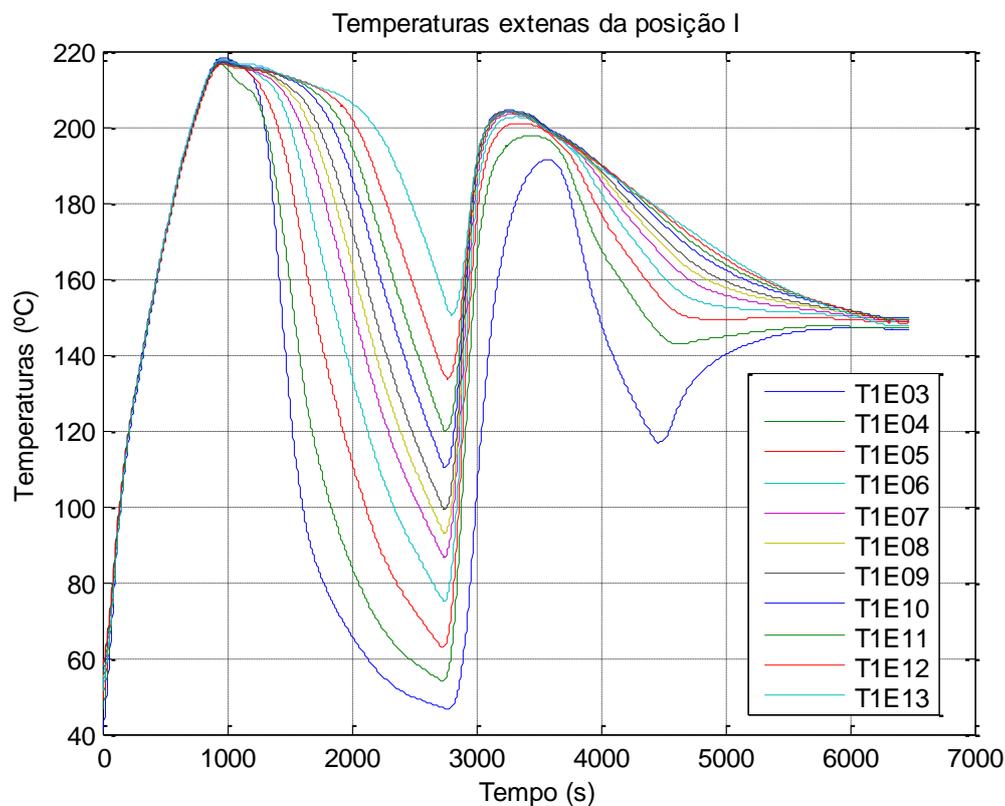


Figura 5.2.7 – Temperaturas externas posição I experimento 18

Observando as Figuras 5.2.7, 5.2.8 e as Figuras de 5.2.10 a 5.2.15 é possível constatar que a estratificação térmica é mais acentuada na Figura 5.2.7. Isto se deve à vazão de injeção de água fria durante o experimento. No experimento 18, o relativo à Figura 5.2.7, a vazão de injeção foi de 0,122 l/s e no experimento 19, o relativo às Figuras de 5.2.10 a 5.2.15 a vazão de injeção de água fria foi de 0,186 l/s. Na Figura 5.2.8, relativa ao experimento 38, a estratificação térmica é menos acentuada ainda e a vazão de injeção de água fria foi de 0,762 l/s. Assim, para baixas vazões de injeção de água fria há uma estratificação térmica mais pronunciada do que quando a injeção é maior. Na Figura 5.2.9 é mostrada uma ampliação da primeira região de estratificação da Figura 5.2.7. Na Figura 5.2.16 são vistas curvas das vazões, velocidades e números de Froude dos experimentos 18, 19 e 38.

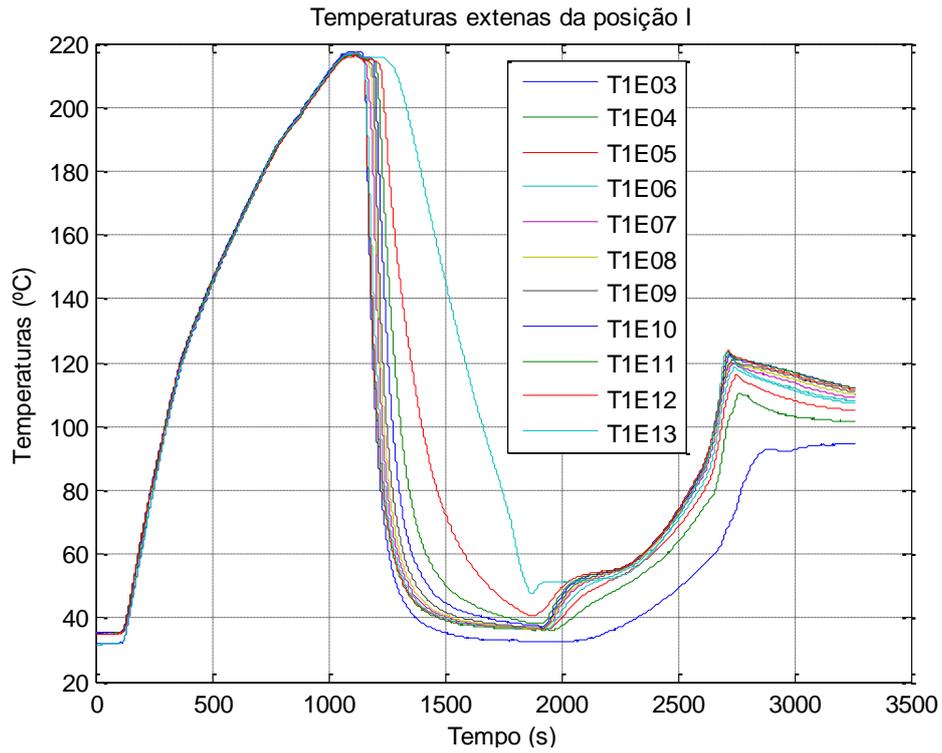


Figura 5.2.8 – Temperaturas externas posição I experimento 38

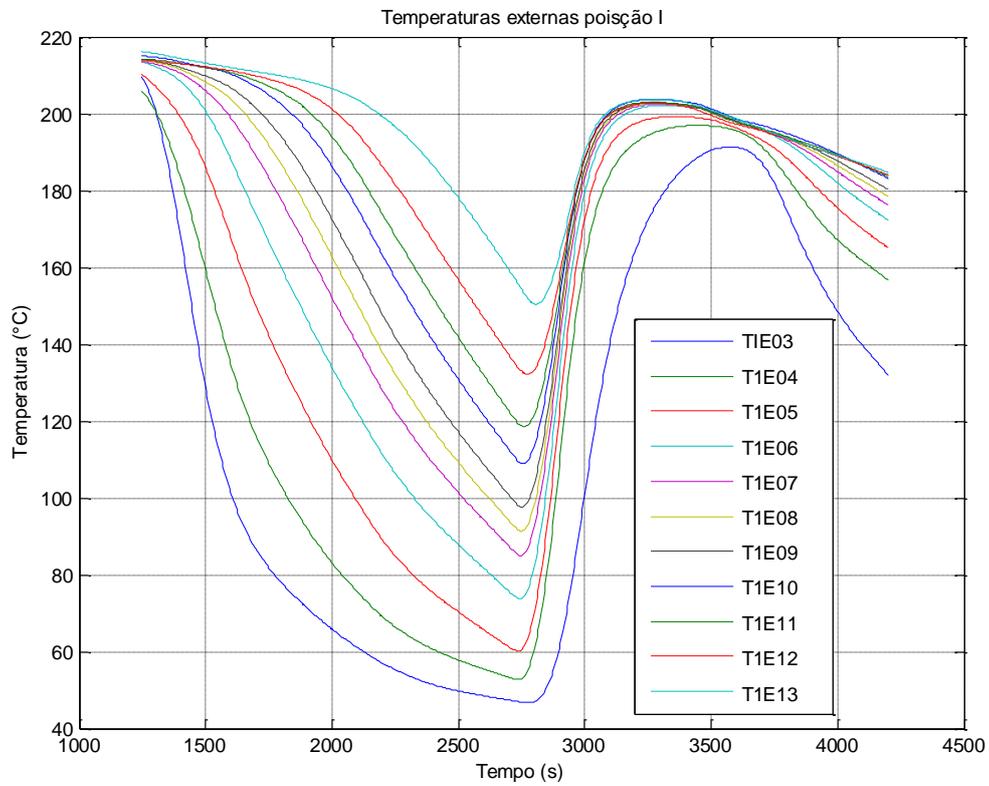


Figura 5.2.9 – Ampliação da região de estratificação térmica experimento 18

Tabela 5.2.1 – Dados dos experimentos de estratificação térmica

Experimento	Data	Vazão $\pm 0,021$ l/s	Velocidade $\pm 0,0096$ m/s	Froude $\pm 0,032$
1	15/5/2008	0,069	0,006	0,019
2	16/5/2008	0,187	0,016	0,059
4	29/5/2008	0,269	0,023	0,085
5	3/6/2008	0,188	0,016	0,081
6	10/6/2008	0,117	0,010	0,113
7	12/6/2008	0,118	0,010	0,097
8	17/6/2008	0,148	0,013	0,126
9	19/6/2008	0,151	0,013	0,116
10	25/6/2008	0,178	0,015	0,175
11	27/6/2008	0,116	0,010	0,023
12	1/7/2008	0,167	0,014	0,120
13	3/7/2008	0,123	0,011	0,059
14	4/7/2008	0,122	0,010	0,044
15	8/7/2008	0,186	0,016	0,111
16	14/7/2008	0,102	0,009	0,042
17	15/7/2008	0,124	0,011	0,077
18	16/7/2008	0,160	0,014	0,167
19	17/7/2008	0,118	0,010	0,113
20	18/7/2008	0,118	0,010	0,063
21	22/7/2008	0,104	0,009	0,090
22	23/7/2008	0,127	0,011	0,068
23	24/7/2008	0,144	0,012	0,160
24	25/7/2008	0,122	0,010	0,140
25	21/8/2008	0,136	0,012	0,234
26	23/8/2008	0,124	0,011	0,338
27	5/9/2008	0,125	0,011	0,271
28	10/9/2008	1,385	0,118	0,353
29	25/9/2008	1,452	0,124	1,954
30	26/9/2008	0,107	0,009	0,023
31	29/9/2008	0,731	0,062	2,818
32	1/10/2008	0,735	0,063	0,723
33	2/10/2008	0,755	0,064	0,426
34	3/10/2008	0,762	0,064	0,313

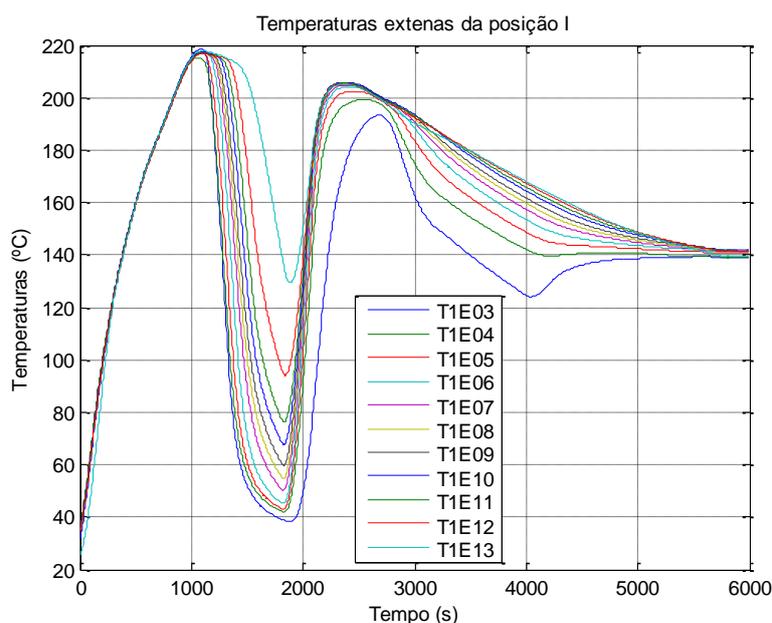


Figura 5.2.10 – Temperaturas externas da posição I experimento 19

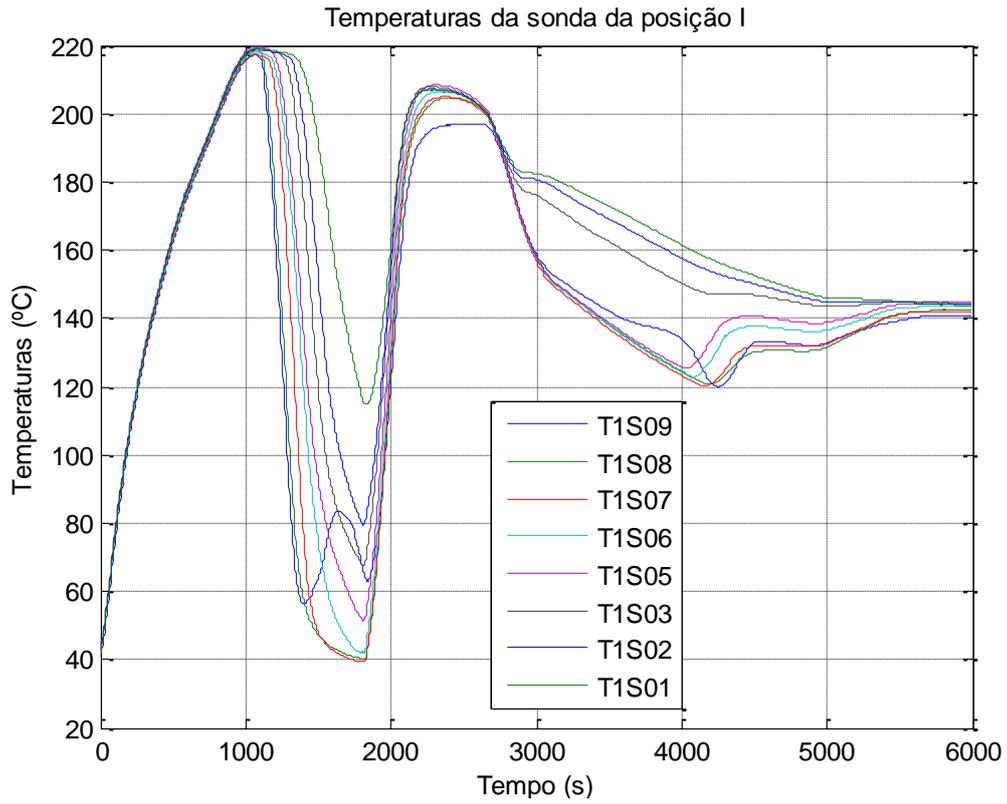


Figura 5.2.11 – Temperaturas de sonda posição I experimento 19

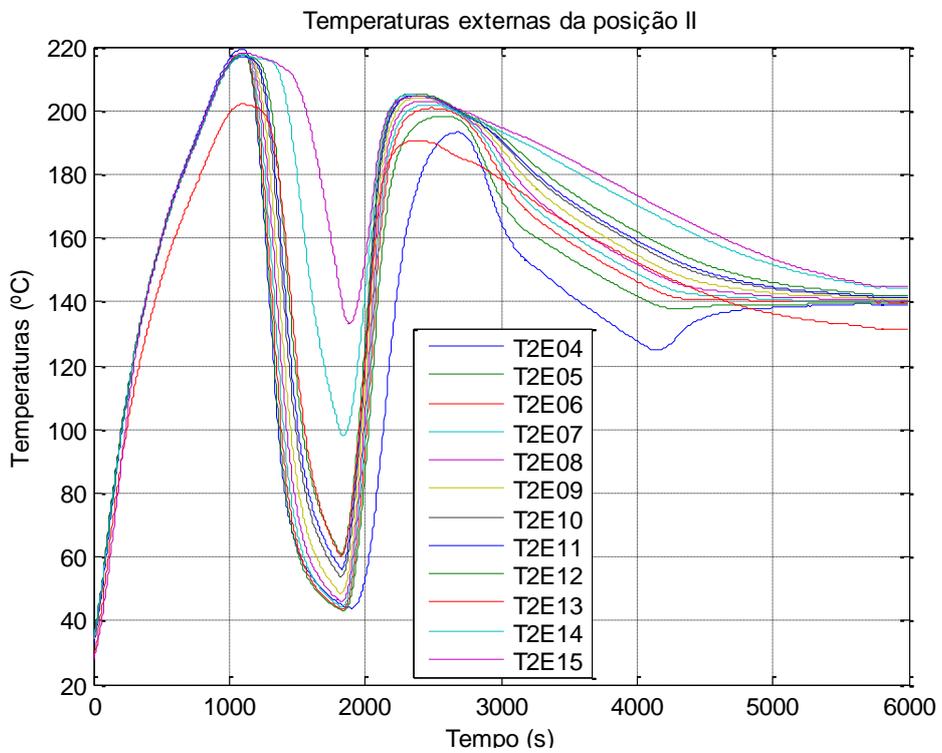


Figura 5.2.12– Temperaturas externas posição II experimento 19

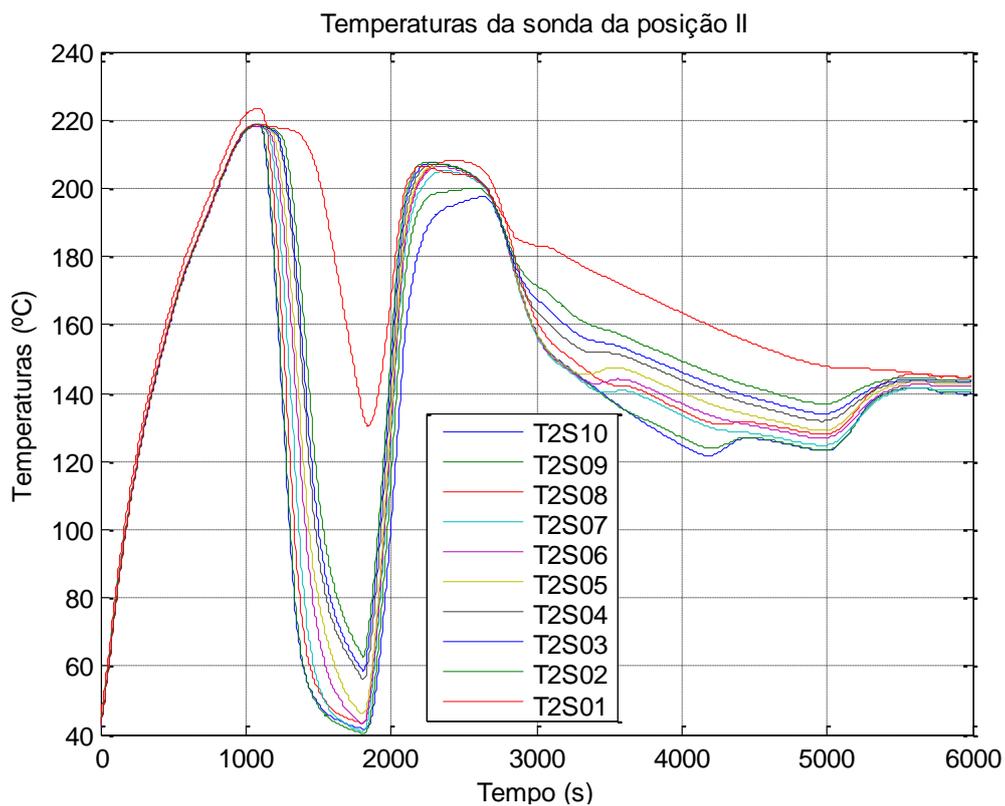


Figura 5.2.13 – Temperaturas de sonda posição II experimento 19

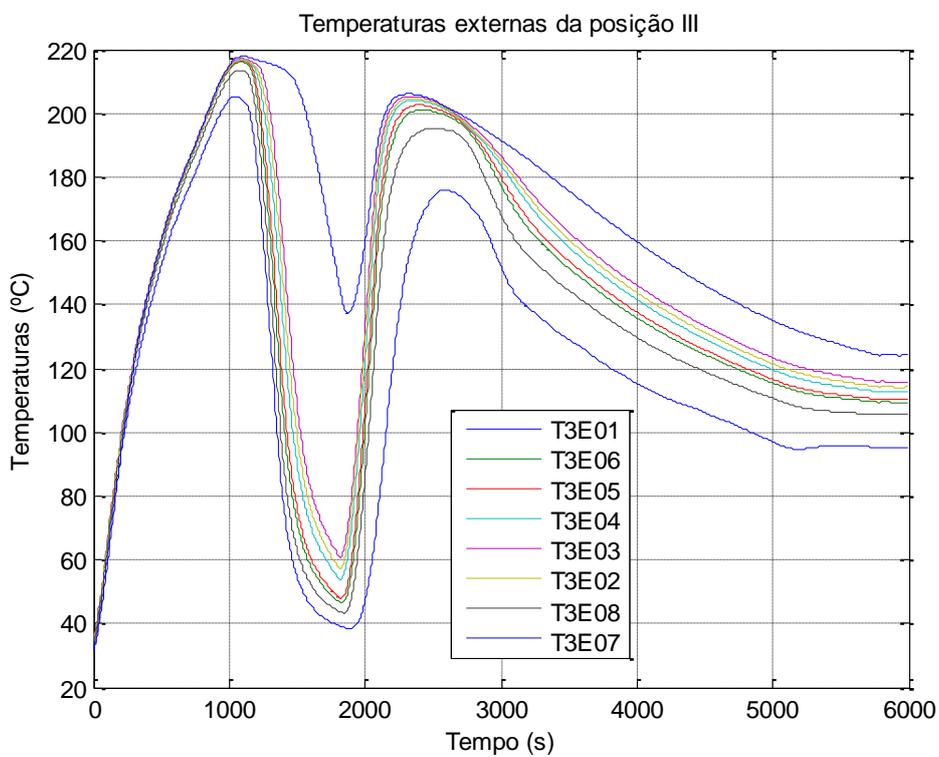


Figura 5.2.14 – Temperaturas externas posição III experimento 19

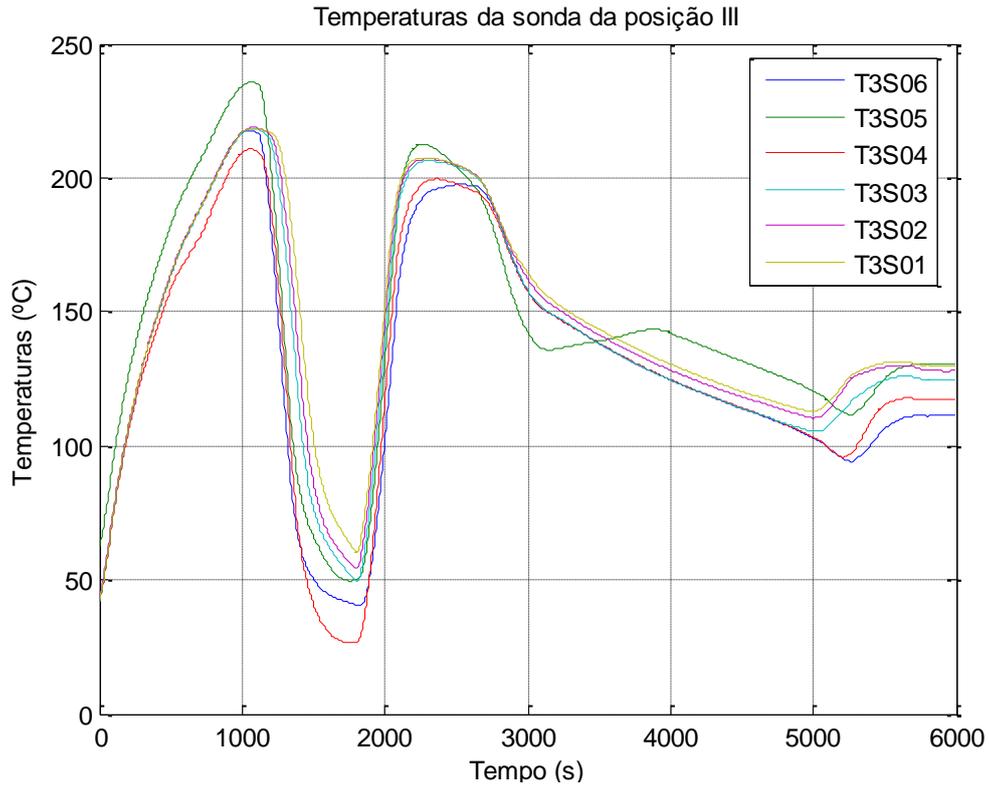
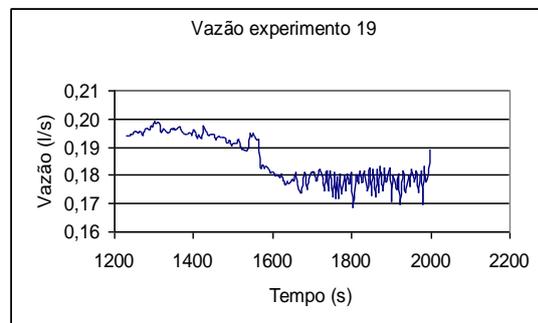
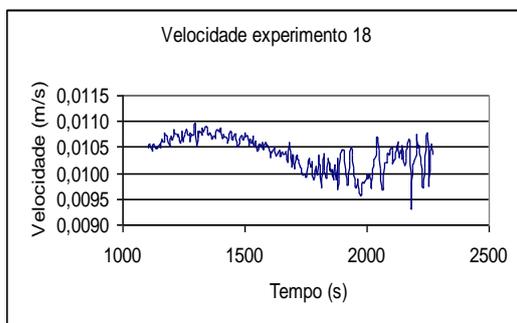
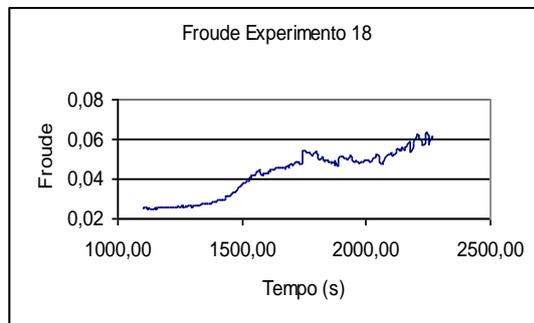
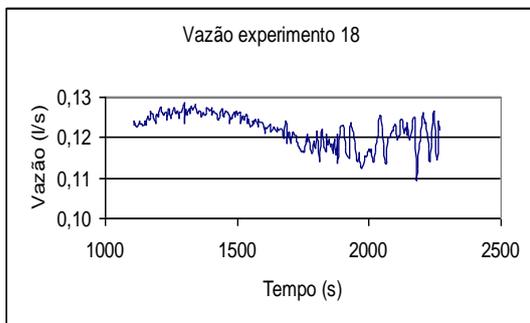


Figura 5.2.15 – Temperaturas de sonda posição III experimento 19



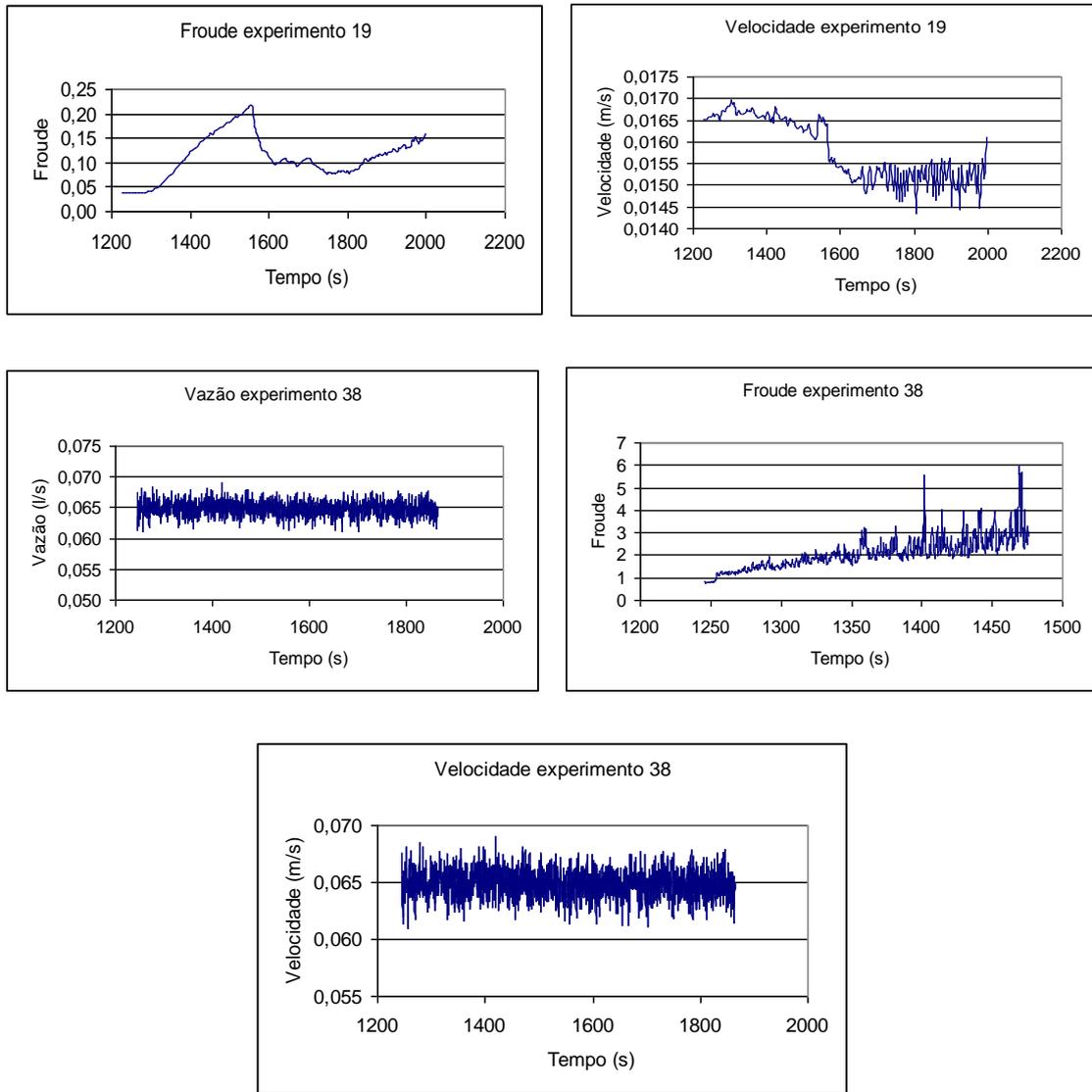


Figura 5.2.16 – Curvas de velocidade, vazão e número de Froude

Na Figura 5.2.17 são mostradas lado a lado as seis figuras com as temperaturas de parede e de sonda das três posições de medição do experimento 6.

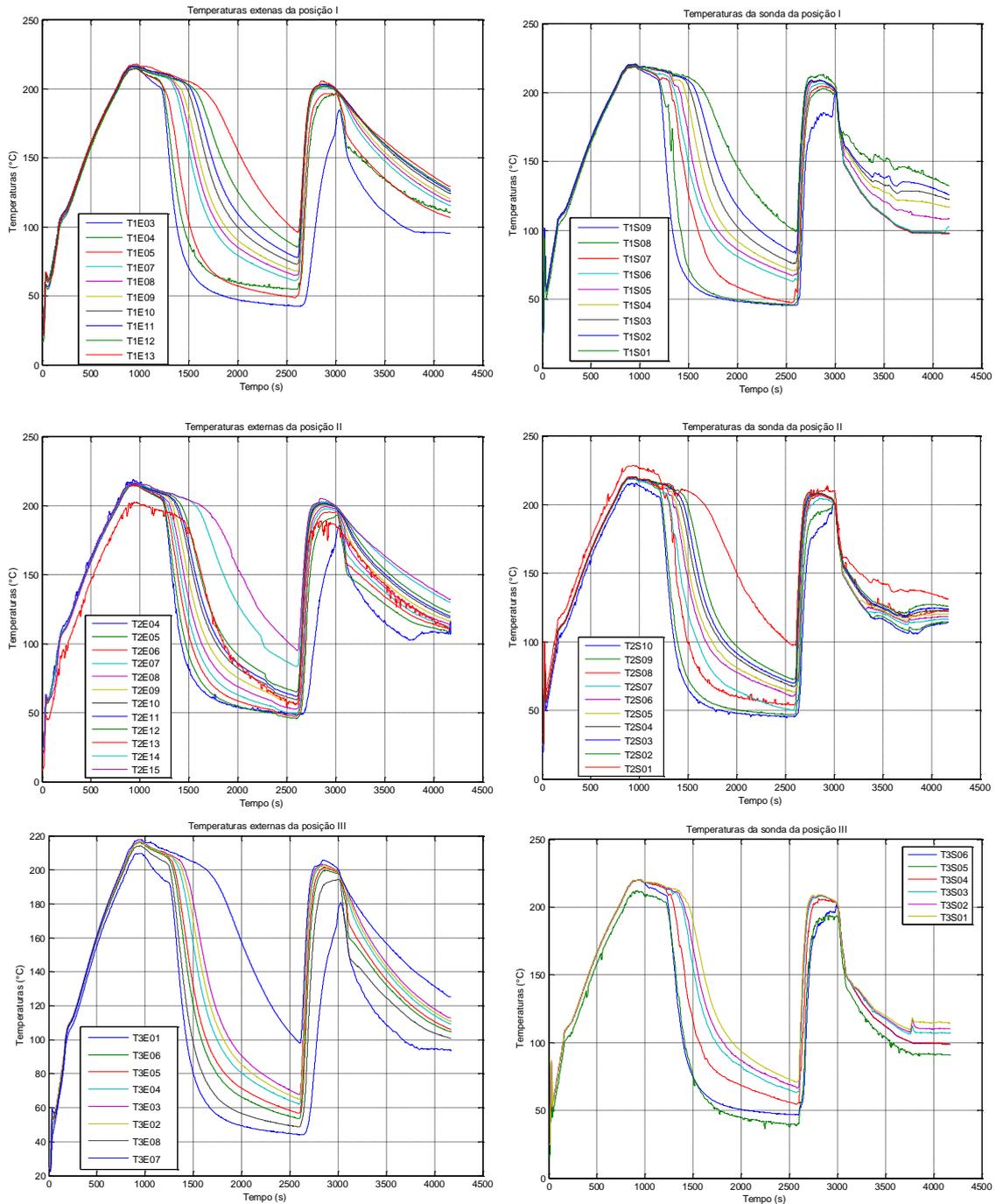


Figura 5.2.17 – Temperaturas do experimento 6

Na Figura 5.2.18 podem ser vistas as tensões principais máximas da roseta I para o experimento 7. Na Figura 5.2.19 podem ser vista as temperaturas do termopar T1E07 e as tensões principais máximas da roseta I para o mesmo experimento. O termopar T1E07 está brasado bem próximo à roseta I. Pode ser observado da Figura 5.2.19 que a curva de tensões segue bem próxima à de temperaturas, ambas tendo

variações sempre no mesmo sentido. Para manter a ordem de grandeza as temperaturas na Figura 5.2.19 foram multiplicadas por um fator de 3×10^6 .

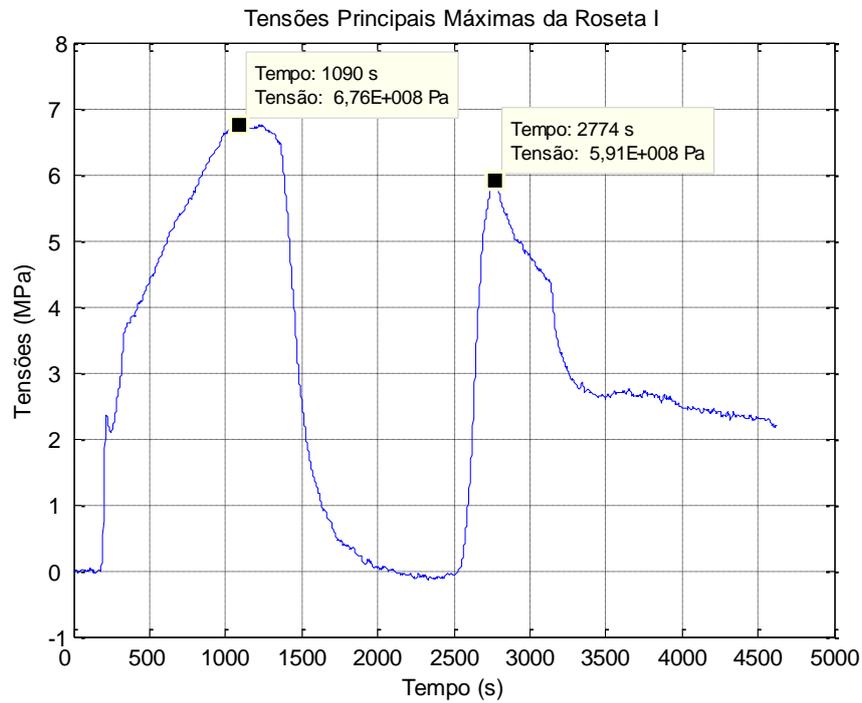


Figura 5.2.18 – Tensões principais máximas roseta I experimento 7

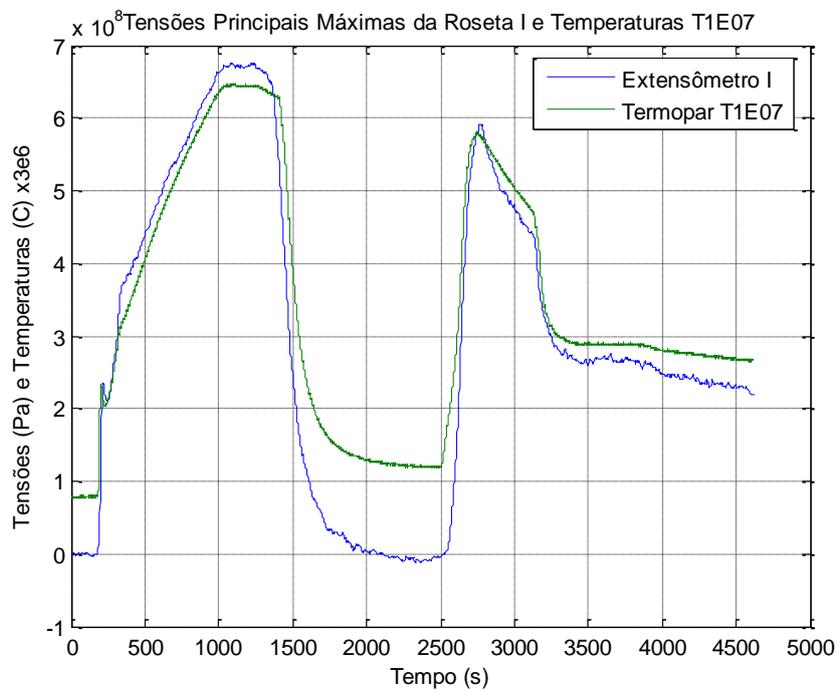


Figura 5.2.19 – Tensões principais máximas e temperaturas experimento 7

Nas Figuras 5.2.20, 5.2.21 e 5.2.22 podem ser vistas as tensões principais máximas, as tensões principais mínimas e as tensões de cisalhamento máximas para o experimento 19. Observando estas figuras e comparando-as com as Figuras 5.2.9 a 5.2.15, figuras de temperaturas para o mesmo experimento, pode ser visto que as tensões, após os dois picos, reduzem suavemente como as temperaturas. Este comportamento é o mesmo mostrado na Figura 5.2.19.

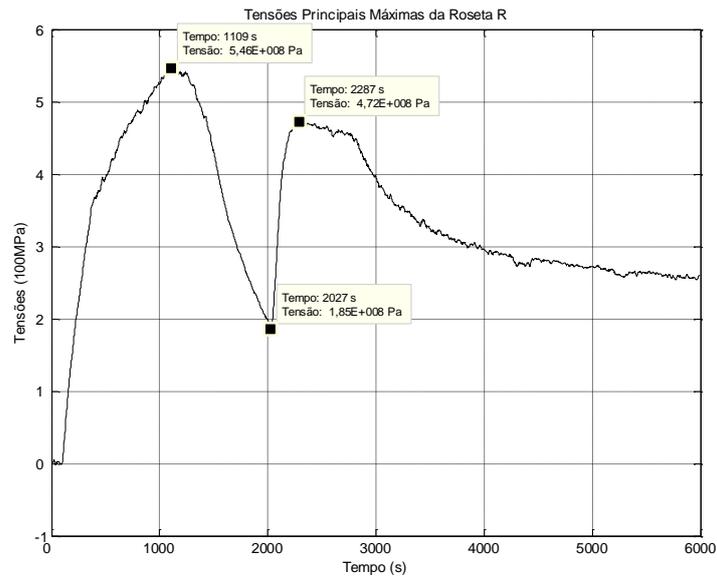


Figura 5.2.20 – Tensões principais máximas roseta R experimento 19

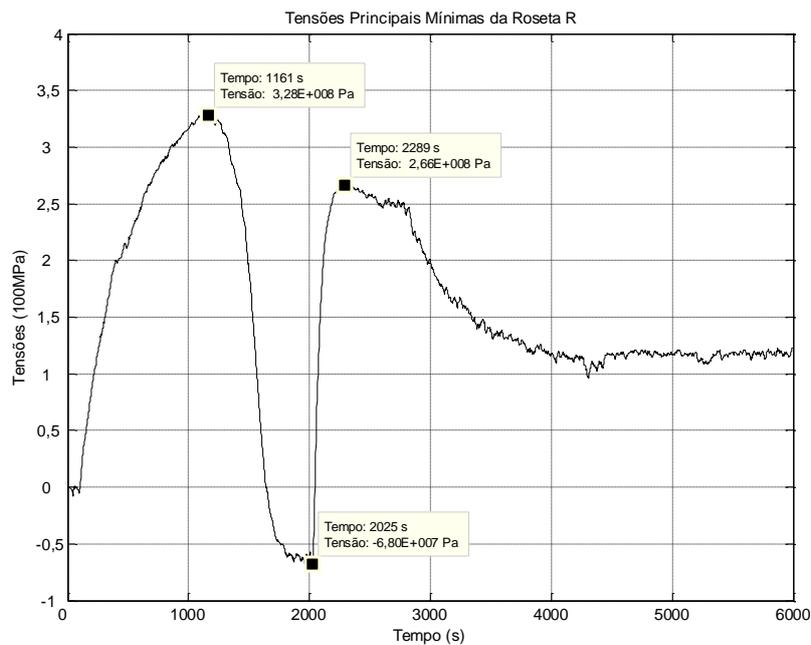


Figura 5.2.21 – Tensões principais mínimas roseta R experimento 19

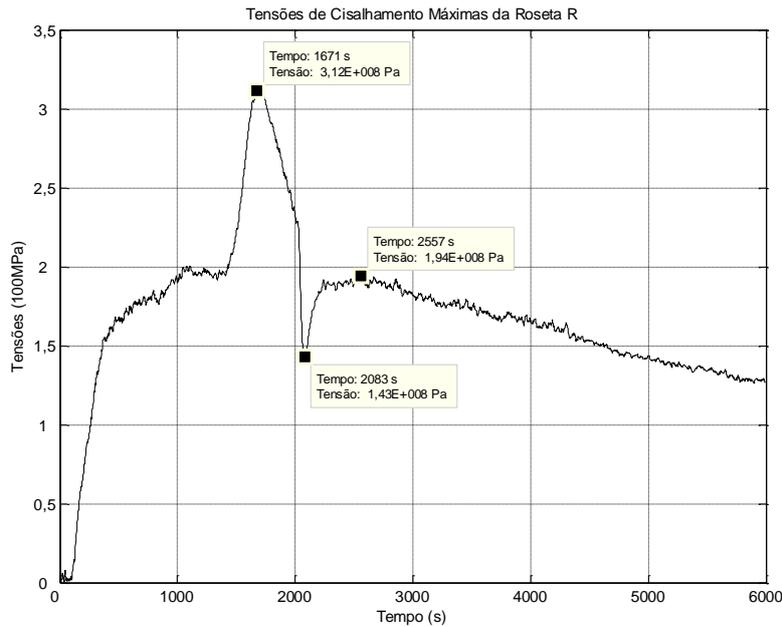


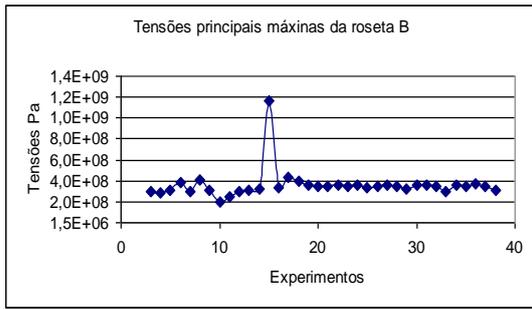
Figura 5.2.22 – Tensões de cisalhamento máximas roseta R experimento 19

Na Tabela 5.2.2 podem ser vistos os valores das tensões principais máximas para as rosetas de B a S para os experimentos realizados. Alguns extensômetros falharam durante os experimentos, por isso, eles têm apenas alguns valores. Nas Figuras de 5.2.23 a 5.2.29 podem ser vistas as curvas com os valores das tensões principais máximas para as rosetas de B a S, para cada experimento. Na Figura 5.2.23 são mostradas as tensões da roseta B, sendo que na Figura 5.2.23a os dois primeiros pontos foram retirados. Como pode ser visto na Figura 5.2.23b estes dois pontos têm valores muito diferentes dos demais valores do gráfico. Esta é uma característica de quase todas as outras rosetas. Os dois primeiros pontos com valores de tensões muito acima da maioria dos outros valores e o segundo valor com tensões negativas. Nas Figuras 5.2.26 e 5.2.27 são mostradas as tensões das rosetas I, J, K e M. Estas rosetas foram danificadas após alguns experimentos serem realizados e apresentam poucos pontos de tensões. A roseta P coletou dados de apenas três experimentos e foi danificada, não sendo apresentada a sua curva de tensões. Os pontos das curvas de tensões das rosetas I, J, K e M não correspondem aos primeiros experimentos realizados em seqüência, havendo alguns experimentos sem registros entre eles. Assim também aconteceu para a maioria das outras rosetas com exceção das rosetas B, D, F e H, que tiveram registros de todos os experimentos e a roseta E que não registrou apenas o último experimento realizado, como pode ser observado na Tabela 5.2.2.

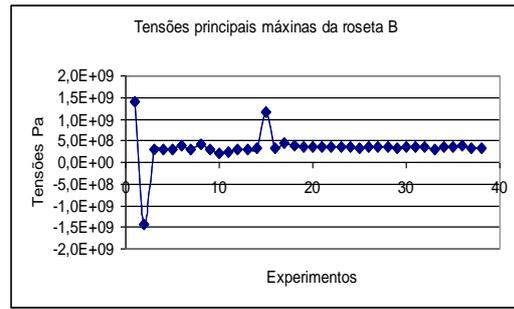
Tabela 5.2.2 – Tensões principais máximas experimentos de estratificação

Ros	B ± 0,039MPa	C ± 0,039MPa	D ± 0,039MPa	E ± 0,039MPa	F ± 0,039MPa	G ± 0,039MPa	H ± 0,039MPa	I ± 0,039MPa	J ± 0,039MPa	K ± 0,039MPa	M ± 0,039MPa	N ± 0,039MPa	P ± 0,039MPa	R ± 0,039MPa	S ± 0,039MPa
Exp															
1	1,39E+09	2,13E+08	7,07E+08	3,18E+08	1,04E+09	4,44E+08	8,57E+08	-1,77E+09	1,30E+09	3,63E+07	1,96E+08	2,89E+08			
2	-1,45E+09	-1,78E+09	-1,72E+09	-1,65E+09	-	-2,45E+09	-1,63E+09	-2,05E+09	-3,19E+09	1,03E+08	1,24E+09	1,38E+08	1,47E+08	-4,49E+08	1,44E+08
3	2,94E+08	1,33E+09	2,48E+08	3,20E+08	1,81E+08		2,36E+08	7,11E+08	9,17E+08	1,77E+08	-4,00E+08	2,35E+08	1,70E+08	2,91E+08	2,92E+08
4	2,89E+08		2,88E+08	3,30E+08	2,03E+08		2,13E+08	2,57E+08		2,03E+08	2,13E+08	2,87E+08	1,43E+08	3,35E+08	3,40E+08
6	3,13E+08		2,51E+08	3,20E+08	2,14E+08	2,11E+08	2,07E+08	6,80E+08	3,77E+08			5,29E+08		3,29E+08	3,24E+08
7	3,81E+08		2,23E+08	4,88E+08	2,47E+08	2,46E+08	2,19E+08	6,76E+08	2,11E+08		1,75E+08	2,81E+08		3,31E+08	3,16E+08
8	3,02E+08		2,91E+08	4,09E+08	1,99E+08	2,30E+08	2,35E+08		3,01E+08	2,13E+08	2,05E+08	4,50E+08		3,25E+08	6,78E+07
9	4,11E+08		2,42E+08	7,34E+08	2,69E+08		1,46E+08	1,75E+09	6,66E+08	2,44E+08	-3,31E+08	-1,94E+09		4,41E+08	1,09E+08
10	3,12E+08		2,49E+08	2,79E+08	2,21E+08	2,29E+08	2,36E+08		2,67E+08	2,18E+08	2,21E+08			3,22E+08	8,45E+07
11	2,02E+08	1,63E+08	1,93E+08	1,74E+08	1,88E+08	2,63E+08	1,80E+08		2,47E+08	2,19E+08		3,95E+08		2,66E+08	1,05E+08
12	2,74E+08	-1,35E+08	2,28E+08	2,11E+08	1,86E+08	1,22E+08	2,19E+08			2,59E+08		3,21E+08		3,10E+08	-4,58E+07
13	3,05E+08	2,74E+08	2,61E+08	2,41E+08	2,37E+08	3,57E+08	2,40E+08			2,58E+08		4,80E+08		3,22E+08	2,96E+08
14	3,12E+08	2,19E+08	2,43E+08	2,53E+08	2,00E+08	3,57E+08	3,25E+08			4,11E+08		6,51E+08		3,28E+08	3,09E+08
15	3,22E+08	2,51E+08	2,65E+08	2,51E+08	2,33E+08		3,48E+08			3,49E+08		8,98E+08		3,65E+08	2,97E+08
16	1,17E+09	2,58E+08	2,33E+08	2,43E+09	5,52E+08		3,55E+08			3,78E+08		7,20E+08		4,75E+08	9,23E+07
17	3,34E+08	2,48E+08	2,59E+08	2,17E+08	2,24E+08	2,91E+08	3,29E+08					7,31E+08		5,16E+08	7,68E+07
18	4,41E+08	2,25E+08	2,53E+08	3,54E+08	1,94E+08	2,87E+08	2,97E+08					8,22E+08		4,86E+08	1,08E+08
19	3,98E+08	3,88E+08	3,45E+08	4,52E+08	-	2,25E+08	5,87E+08					2,65E+08		5,46E+08	3,10E+08
20	3,65E+08	2,96E+08	2,86E+08	5,99E+08	1,95E+08	2,13E+08	2,98E+08	3,09E+08				2,80E+08		5,64E+08	3,03E+08
21	3,50E+08	2,87E+08	2,45E+08	6,99E+08	2,37E+08	3,23E+08	3,14E+08					2,67E+08		5,68E+08	2,93E+08
22	3,47E+08	2,74E+08	3,28E+08	7,76E+08	2,09E+08	3,34E+08	3,07E+08					2,51E+08		5,59E+08	2,90E+08
23	3,62E+08	2,87E+08	4,13E+08	7,09E+08	2,51E+08	3,30E+08	3,09E+08					2,82E+08		5,59E+08	2,96E+08
24	3,50E+08	2,72E+08	4,67E+08	6,98E+08	1,90E+08	3,39E+08	2,87E+08					2,57E+08			2,90E+08
25	3,60E+08	2,93E+08	5,84E+08	6,92E+08	2,21E+08	3,17E+08	2,90E+08					3,00E+08			3,03E+08
26	3,40E+08	2,64E+08	6,20E+08	6,85E+08	1,93E+08	3,35E+08	2,88E+08					3,09E+08			2,80E+08
27	3,52E+08	2,62E+08	6,29E+08	6,98E+08	2,27E+08	4,40E+08	2,85E+08					2,54E+08			2,80E+08
28	3,59E+08	2,71E+08	6,20E+08	6,80E+08	2,15E+08	6,21E+08	2,89E+08			5,43E+08		2,42E+08			2,75E+08
29	3,54E+08	2,87E+08	4,98E+08	6,07E+08	2,21E+08		2,76E+08					2,22E+08			2,69E+08
30	3,26E+08	2,46E+08	5,52E+08	9,46E+08	1,78E+08		2,76E+08					1,95E+08			2,01E+08

31	3,56E+08	2,69E+08	5,27E+08	6,23E+08	2,41E+08	3,63E+08	2,85E+08	2,29E+08	2,17E+08
32	3,62E+08	3,03E+08	5,52E+08	6,42E+08	1,24E+08	3,53E+08	2,81E+08	2,09E+08	2,21E+08
33	3,52E+08	2,86E+08	4,79E+08	6,13E+08	2,21E+08	2,28E+08	2,66E+08	2,97E+08	2,23E+08
34	2,98E+08	2,32E+08	5,57E+08	6,63E+08	2,23E+08	3,78E+08	2,73E+08	1,82E+08	2,04E+08
35	3,59E+08	2,69E+08	5,20E+08	6,47E+08	2,02E+08	3,57E+08	2,72E+08	2,16E+08	2,13E+08
36	3,54E+08	2,90E+08	4,94E+08	6,30E+08	2,11E+08	3,63E+08	2,66E+08	1,74E+08	2,10E+08
37	3,79E+08	2,73E+08	5,06E+08	6,42E+08	2,06E+08	3,50E+08	2,61E+08	1,77E+08	2,01E+08
38	3,43E+08	2,45E+08	5,03E+08	6,39E+08	1,98E+08	3,48E+08	2,67E+08	1,78E+08	1,96E+08
41	3,16E+08	2,67E+08	4,12E+08		1,81E+08	3,08E+08	2,29E+08	1,71E+08	1,56E+08

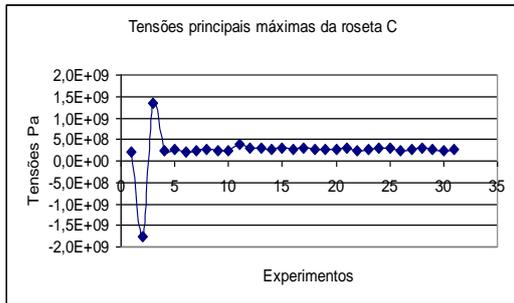


a

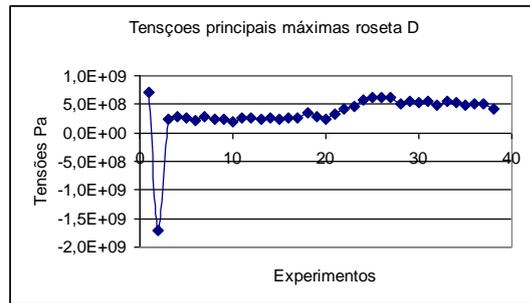


b

Figura 5.2.23 – Tensões principais máximas da roseta B

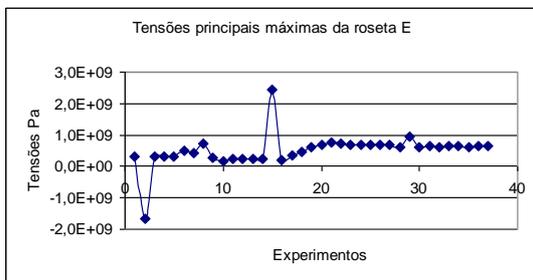


a

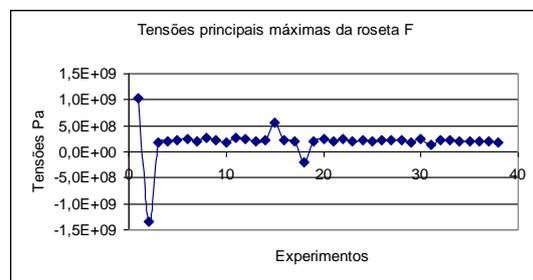


b

Figura 5.2.24 – Tensões principais máximas das rosetas C e D

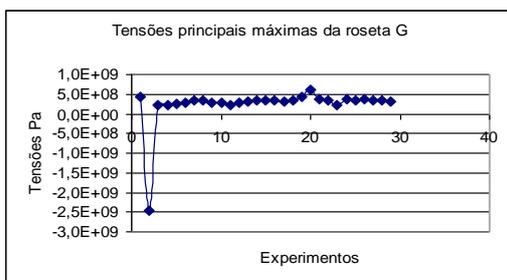


a

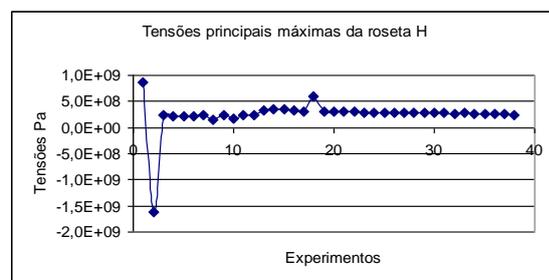


b

Figura 5.2.25 – Tensões principais máximas das rosetas E e F

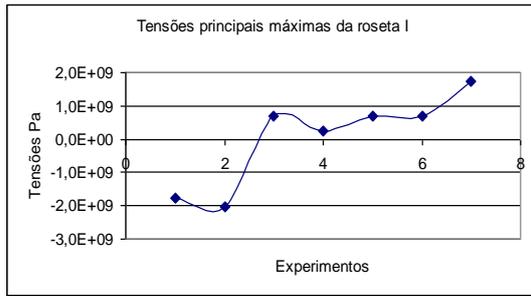


a

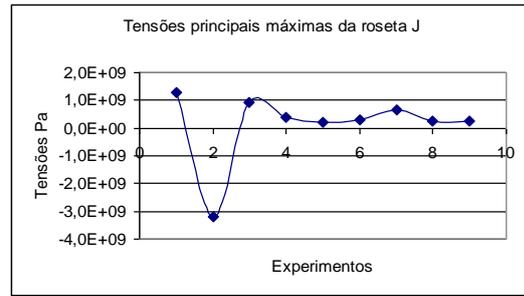


b

Figura 5.2.26 – Tensões principais máximas das rosetas G e H

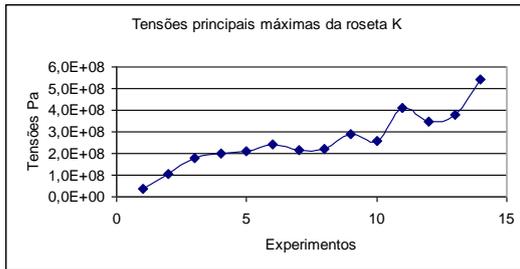


a

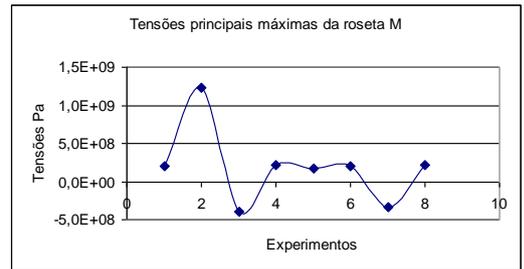


b

Figura 5.2.27 – Tensões principais máximas das rosetas I e J

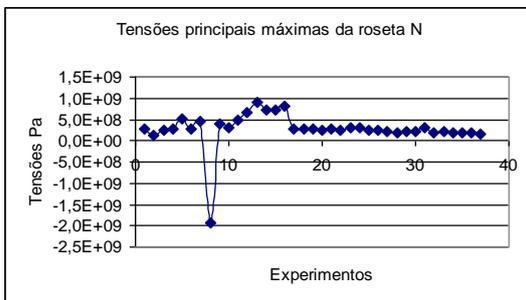


a

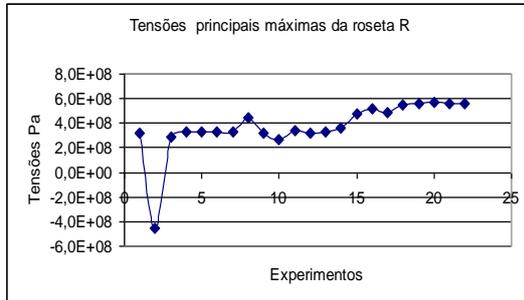


b

Figura 5.2.28 – Tensões principais máximas das rosetas K e M



a



b

Figura 5.2.29 – Tensões principais máximas das rosetas N e R

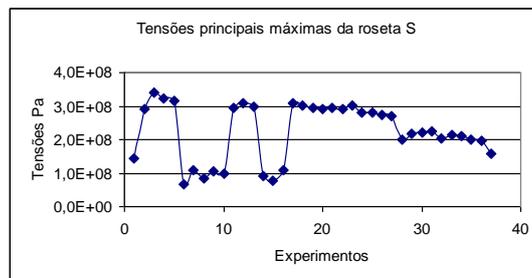


Figura 5.2.30 – Tensões principais máximas da roseta S

Outro fato importante que deve ser considerado é que, de maneira geral, há maior imposição de carregamentos à seção de testes durante a estratificação térmica, do que simplesmente aquecendo-a e resfriando-a.

Tabela 5.2.3 – Tensões principais máximas com e sem estratificação

Extensômetro	Experimento 9	Experimento 15
E	7,336e8 ± 0,039 MPa	2,511e8 ± 0,039 MPa
F	2,691e8 ± 0,039 MPa	2,326e8 ± 0,039 MPa
K	2,435e8 ± 0,039 MPa	3,492e8 ± 0,039 MPa
N	7,096e11 ± 0,039 MPa	8,919e8 ± 0,039 MPa
R	2,340e8 ± 0,039 MPa	3,653e8 ± 0,039 MPa
S	4,608e8 ± 0,039 MPa	2,966e8 ± 0,039 MPa

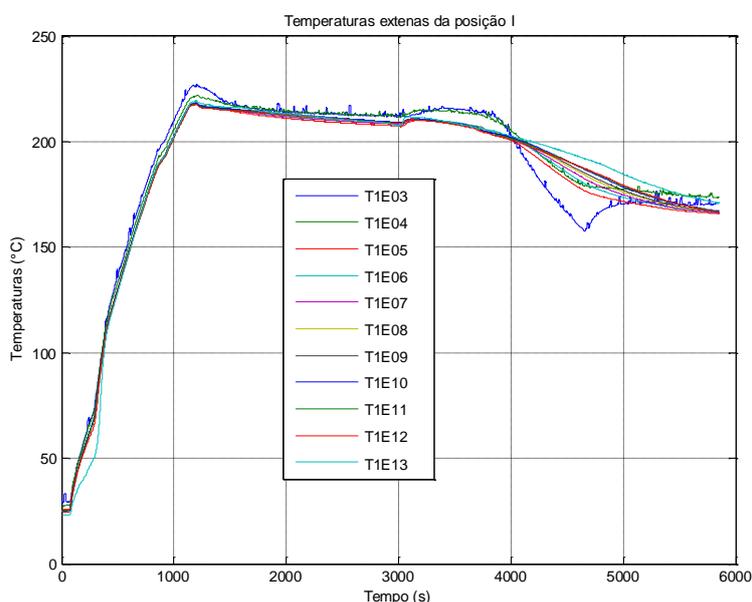


Figura 5.2.31 – Experimento sem estratificação térmica experimento 15

No dia 27 de junho de 2008, um experimento foi realizado sem injeção de água fria, experimento 15, para comparar os seus resultados com os de outros experimentos e verificar se isto ocorre de fato. Na Figura 5.2.31 pode ser visto um resultado de temperaturas do experimento realizado apenas com aquecimento da seção de testes. Para este experimento as tensões principais máximas foram calculadas e comparadas com outros experimentos de estratificação térmica. Uma comparação entre as mesmas rosetas de extensômetros para os experimentos 9 e 15 pode ser vista na Tabela 5.2.3. Pode ser observado da Tabela 5.2.3 que apenas as rosetas K e R do experimento 15 tiveram tensões maiores que as do experimento 9. É preciso considerar que a roseta K está situada junto à posição de medição II, enquanto que a roseta R está próxima ao engastamento. Na Figura 5.2.32 as tensões de alguns

experimentos são comparadas com as tensões do experimento 15. Pode ser visto nesta figura que a maioria das tensões é realmente maior que as tensões do experimento 15. É visto também que as tensões do experimento 15 têm valores menores que os demais experimentos para os primeiros experimentos realizados. Nos últimos experimentos realizados as tensões do experimento 15 apresentam tensões maiores que alguns experimentos de estratificação térmica. Para a maioria dos experimentos, pode ser dito que as tensões devidas ao aquecimento e resfriamento da seção de testes, são menores que as tensões devidas à estratificação da seção de testes.

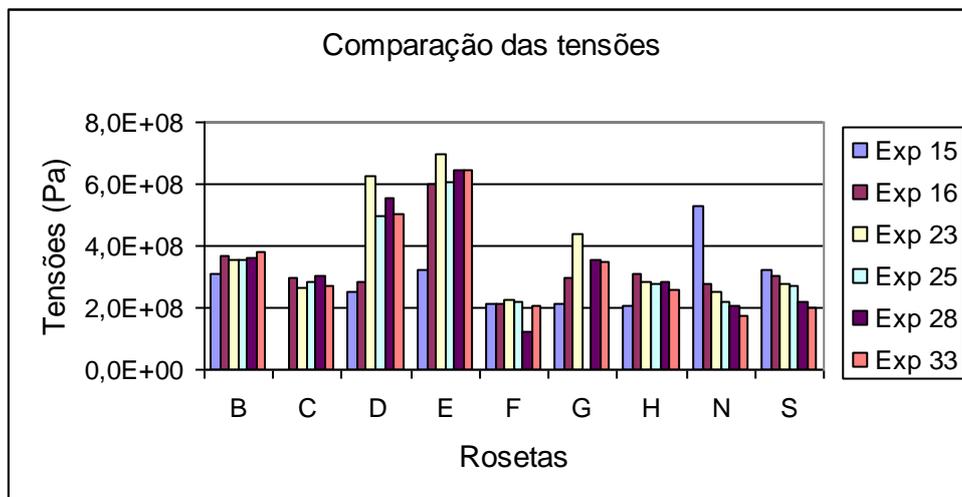


Figura 5.2.32 – Tensões de estratificação e aquecimento da seção de testes

Outro fenômeno importante que ocorreu gradativamente durante os experimentos de estratificação térmica foi a degradação das rosetas de extensômetros. As rosetas situadas próximas aos engastamentos e as situadas nas regiões superior e inferior da seção de testes não degradaram. As rosetas da região de engastamento foram identificadas como A, B, C, D, Q, R e S e, as das regiões superior e inferior são as rosetas H, N e P. As rosetas A, L, O e Q foram danificadas no processo de brasagem dos conectores elétricos. As rosetas I, J e K se deterioraram após alguns experimentos. As rosetas E, F e G foram posicionadas na curva de 90° da seção de testes. Na Figura 5.2.33 pode ser vista a roseta K antes, à esquerda e, após, à direita, a realização dos experimentos de estratificação térmica.

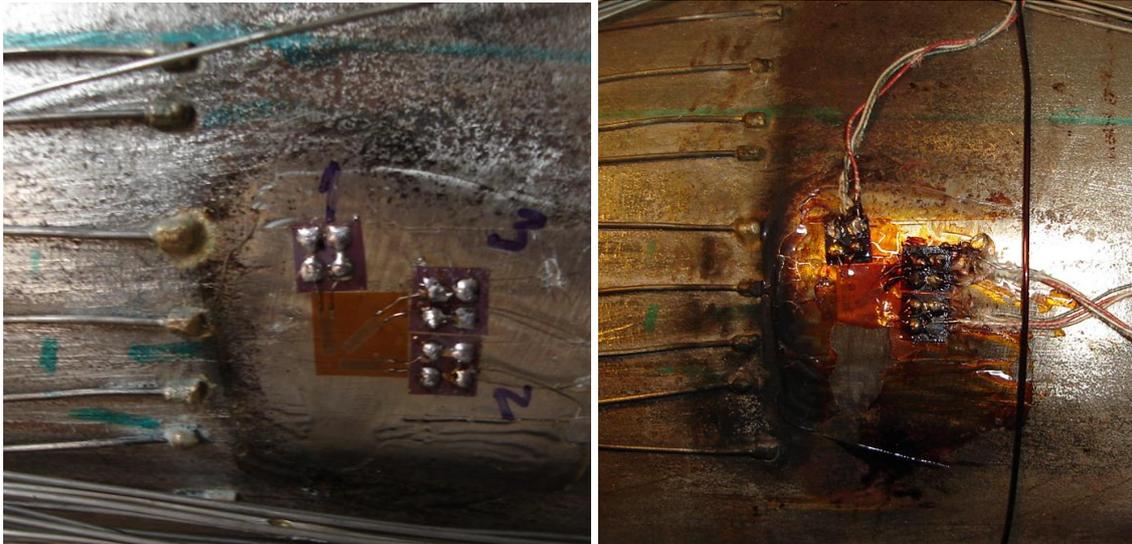


Figura 5.2.33 – Degradação da roseta K, região da estratificação térmica

5.3 Ensaios Mecânicos

Ensaio de tração foram realizados para determinar o módulo de elasticidade do material virgem e do material retirado do tubo da seção de testes. O módulo de elasticidade é um parâmetro muito importante para determinar a carga aplicada aos espécimes durante os ensaios de fadiga. Durante os ensaios de tração, os sinais dos extensômetros foram coletados e com eles foi possível determinar o módulo de elasticidade do material virgem e do material da seção de testes.

Tabela 5.3.1 – Módulo de elasticidade do material virgem e da seção de testes

Virgem kgf/mm ²	E Médio kgf/mm ²	Ensaio kgf/mm ²	E Médio kgf/mm ²
19.638		16.499	
19.399		16.425	
20.131		16.315	
20.425	19.502 ± 841	16.923	16.486 ± 236
19.930		16.390	
20.199		16.316	
18.009		16.207	
18.285		16.811	

Nas Figuras 5.3.1 a 5.3.4 podem ser vistos os resultados de alguns dos ensaios de tração feitos para determinar o módulo de elasticidade do aço. Nas Figuras 5.3.1 e 5.3.2 podem ser vistos dois resultados dos experimentos de tração realizados para determinar o módulo de elasticidade do material virgem. Nas Figuras 5.3.3 e 5.3.4 são mostrados os resultados de dois dos experimentos de tração realizados para

determinar o módulo de elasticidade do material da seção de testes. O valor do módulo de elasticidade foi estabelecido como sendo a média dos valores obtidos nos experimentos, como pode ser visto na Tabela 5.3.1

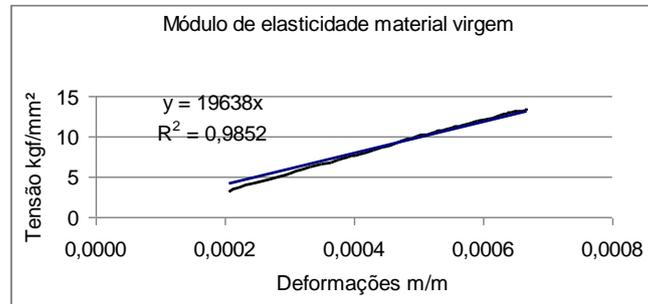


Figura 5.3.1 – Módulo de elasticidade do material virgem

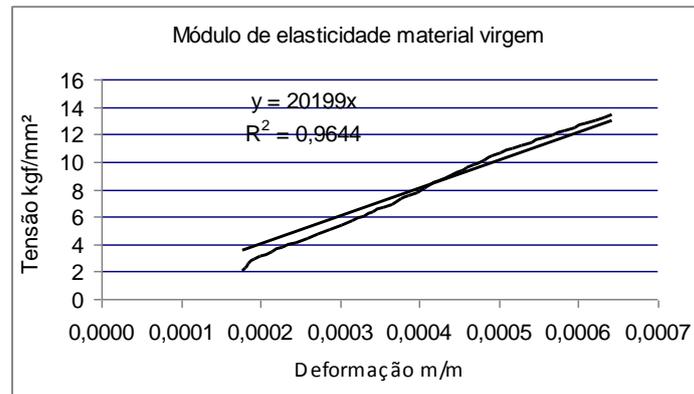


Figura 5.3.2 – Módulo de elasticidade do material virgem

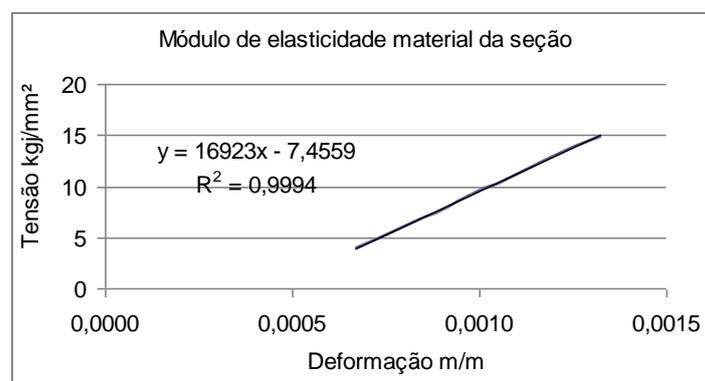


Figura 5.3.3 – Módulo de elasticidade do material da seção de testes

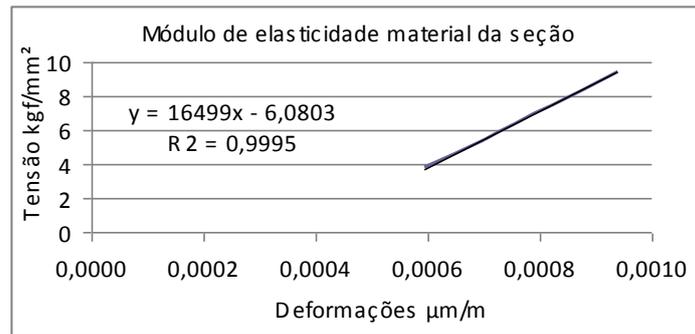


Figura 5.3.4 – Módulo de elasticidade do material da seção de testes

Com os espécimes para realizar os ensaios de fadiga usinados, a rugosidade deles foi média. A rugosidade medida $R_a = 0,27 \mu\text{m}$ está conforme as especificações do ASTM (ASTM, 1996).

Na Tabela 5.3.2 são apresentados os resultados dos ensaios de fadiga em 16 espécimes do material virgem. Após a primeira inversão foram considerados os ensaios de 15 espécimes e ocorreram seis quebras e nove censuras. Assim, foram consideradas as quebras para avaliar o limite de resistência à fadiga. Na Figura 5.3.5 são mostrados os resultados do ensaio de fadiga com espécimes do material virgem conforme o método da escada.

Tabela 5.3.2 – Resultados experimentais dos espécimes do material virgem

Espécime	Ciclos	Carga $\pm 16,9$ (gf)	Tensão $\pm 0,039$ MPa
1V	2.088.943	512	219,0021
2V	2.148.224	560	239,5335
3V	695.324	608	260,0650
4V	974.592	560	239,5335
5V	2.281.707	512	219,0021
6V	2.010.176	560	239,5335
7V	1.805.460	608	260,0650
8V	2.131.526	560	239,5335
9V	301.505	608	260,0650
10V	2.370.683	560	239,5335
11V	2.295.432	608	260,0650
12V	2.080.952	560	239,5335
13V	2.144.970	608	260,0650
14V	944.447	656	280,5964
15V	3.044.469	608	260,0650
16V	2.185.683	656	280,5964

Na Tabela 5.3.3 são apresentados os resultados de fadiga em 23 espécimes do material da seção de testes. Na análise destes dados foram considerados os 23 espécimes, havendo 11 quebras e 12 censuras, sendo as quebras o evento menos

freqüente e o utilizado para analisar os resultados dos ensaios. Na Figura 5.3.6 são mostrados os resultados do ensaio de fadiga conforme o método da escada para os espécimes do material da seção de testes. Tanto na Figura 5.3.5, como na Figura 5.3.6, os eventos marcados com círculos (-O-) são referentes a censuras acima de 2×10^6 ciclos e os eventos marcados com cruz (-X-) são referentes à quebra do espécime.

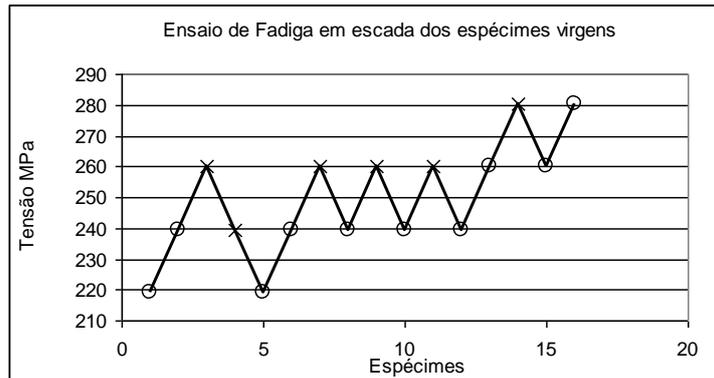


Figura 5.3.5 – Análise de fadiga pelo método da escada material virgem

Tabela 5.3.3 – Resultados experimentais dos espécimes do material da seção

Espécime	Ciclos	Carga $\pm 16,9$ (gf)	Tensão $\pm 0,039$ MPa
2E	2.497.097	500	213,8692
3E	647.765	548	234,4006
4E	2.134.505	500	213,8692
5E	2.997.117	548	234,4006
6E	2.152.611	596	254,9321
7E	346.336	644	275,4635
8E	2.193.835	596	254,9321
9E	2.045.660	644	275,4635
10E	613.463	692	295,9950
11E	2.006.879	644	275,4635
12E	179.644	692	295,9950
13E	251.952	644	275,4635
14E	660.935	596	254,9321
15E	996.315	548	234,4006
16E	2.023.385	500	213,8692
17E	2.093.570	548	234,4006
18E	3.027.428	596	254,9321
19E	133.694	644	275,4635
20E	684.160	596	254,9321
21E	3.180.977	548	234,4006
22E	581.394	596	254,9321
23E	302.550	548	234,4006
24E	2.059.495	500	213,8692

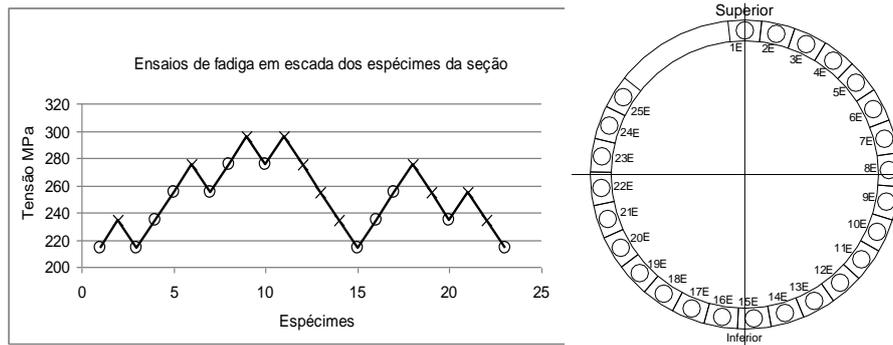


Figura 5.3.6 – Análise de fadiga pelo método da escada material da seção

Na Figura 5.3.7 são mostradas as posições de cada espécime no tubo da seção de testes. São mostradas também nesta figura as diferenças de temperaturas para um mesmo intervalo de tempo, às quais, os espécimes foram submetidos durante a maioria dos experimentos de estratificação térmica. Ainda podem ser vistos na Figura 5.3.7 o número de ciclos de fadiga que cada espécime sofreu. Há ainda na Figura 5.3.7, a informação de que a maioria dos espécimes situados abaixo da linha de centro do tubo, 9 em 14, tiveram aumento do tamanho de grão, quando comparados com o tamanho de grão do espécime do material virgem, espécime 3V. Esta comparação pode ser vista nas Figuras 5.3.8 a 5.3.15. Os espécimes situados abaixo da linha de centro do tubo foram submetidos a maiores diferenças de temperaturas do que aqueles situados acima da linha de centro do tubo. Apenas 2 espécimes situados acima da linha de centro do tubo apresentaram crescimento de grão. Pode ser visto na Figura 4.3.7 que dos 11 espécimes que tiveram crescimento de grão 8 quebraram nos ensaios de fadiga e, destes 8 espécimes, 7 estão abaixo da linha de centro do tubo.

Na Figura 5.3.8 são mostradas as metalografias dos espécimes 3V, 2E, 3E e 4E, não sendo observado crescimento de grão dos espécimes da seção de testes. Na Figura 5.3.9 são apresentadas as metalografias dos espécimes 3V, 5E, 6E e 7E, sendo observado crescimento de grão dos espécimes 6E e 7E. As metalografias dos espécimes 3V, 8E, 9E e 10E são vistas na Figura 5.3.10, sendo observado crescimento de grão dos espécimes 9E e 10E. Os espécimes 3V, 11E, 12E e 13E têm suas metalografias apresentadas na Figura 5.3.11, sendo observado crescimento de grão dos três espécimes da seção de testes. Na Figura 5.3.12 são mostradas as metalografias dos espécimes 3V, 14E, 15E e 16E, onde pode ser observado o crescimento de grão dos espécimes 14E e 15E. Podem ser vistas na Figura 5.3.13 as metalografias dos espécimes 3V, 17E, 18E e 19E, com o espécimes 19E

apresentando grão maior. Na Figura 5.3.14 as metalografias dos espécimes 3V, 20E, 21E e 22E podem ser vistas, sendo observado grão maior no espécime 22E. Os espécimes 23E e 24E não apresentaram crescimento de grão em relação ao espécime 3V, como pode ser observado na Figura 5.3.15.

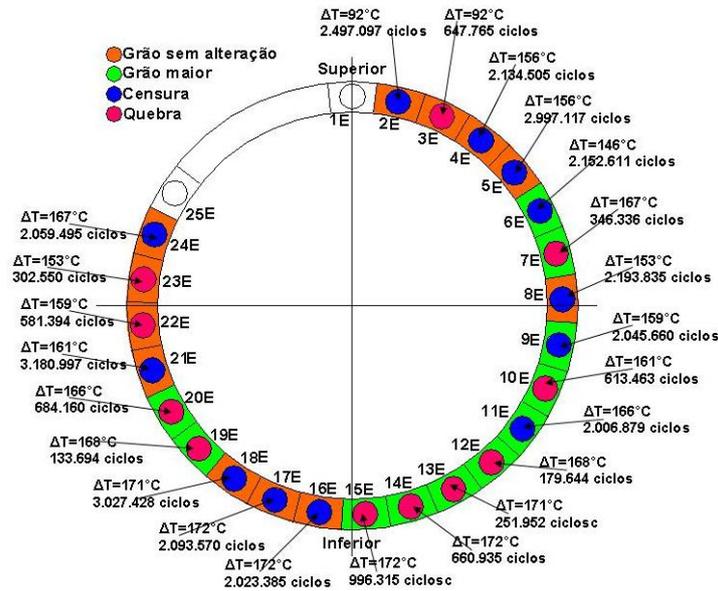


Figura 5.3.7 – Posição dos espécimes no tubo da seção de testes

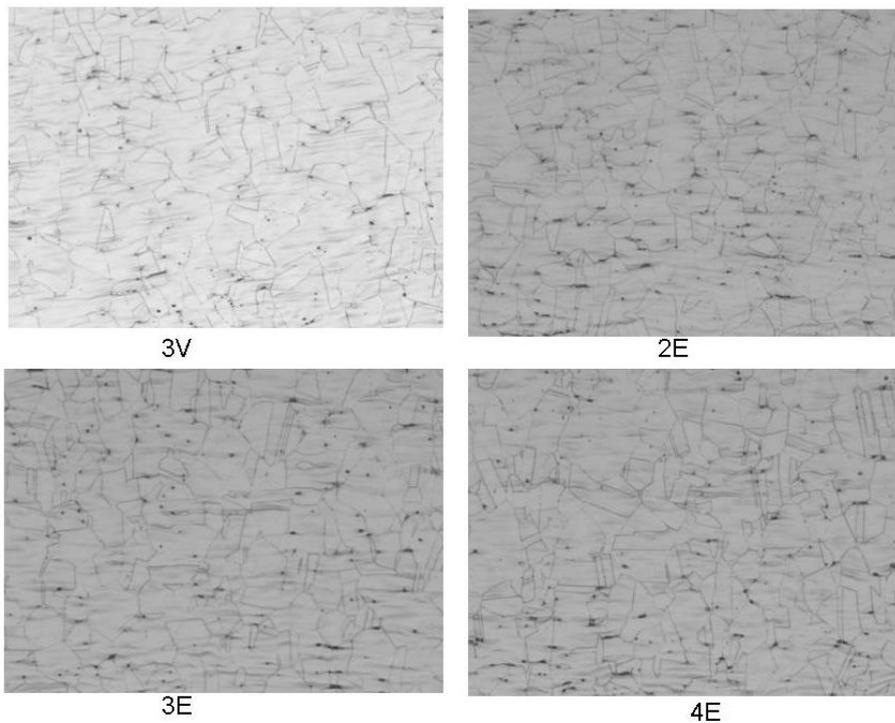


Figura 5.3.8 – Metalografia dos espécimes 3V, 2E, 3E e 4E

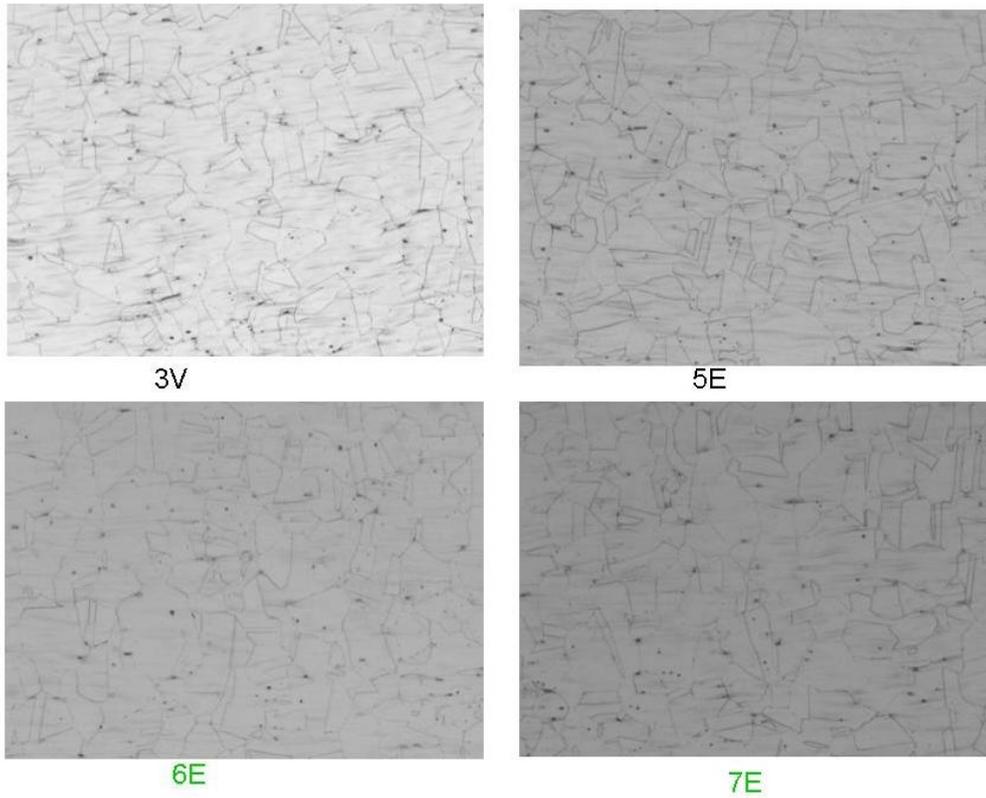


Figura 5.3.9 – Metalografia dos espécimes 3V, 5E, 6E e 7E

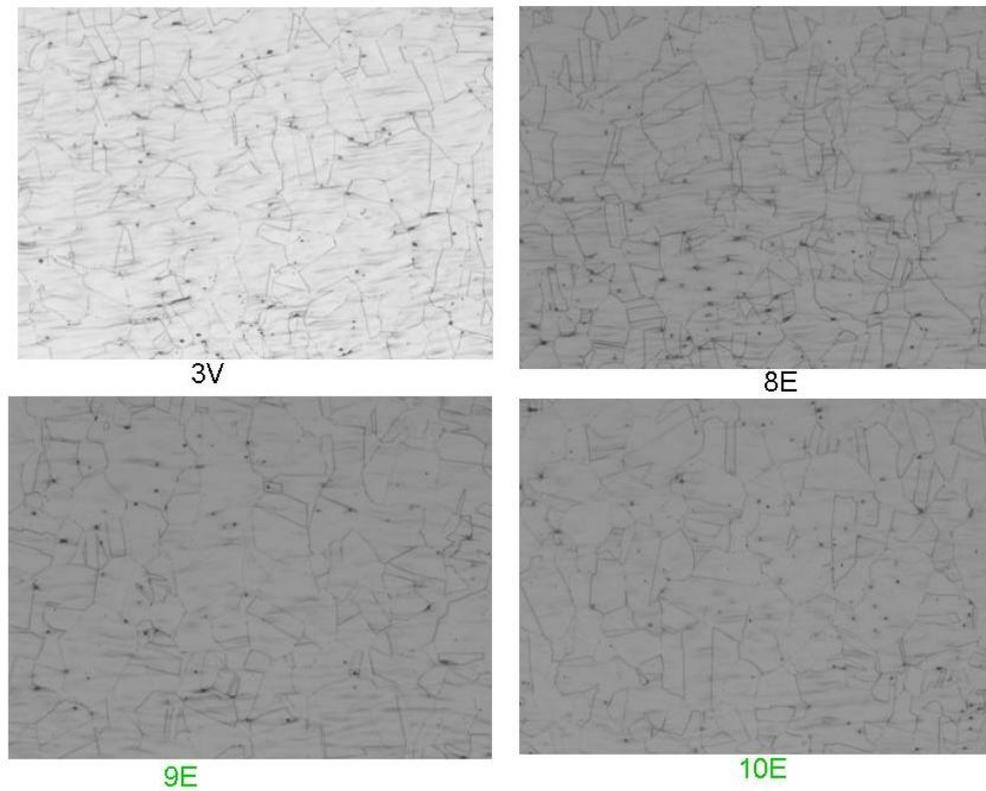


Figura 5.3.10 – Metalografia dos espécimes 3V, 8E, 9E e 10E

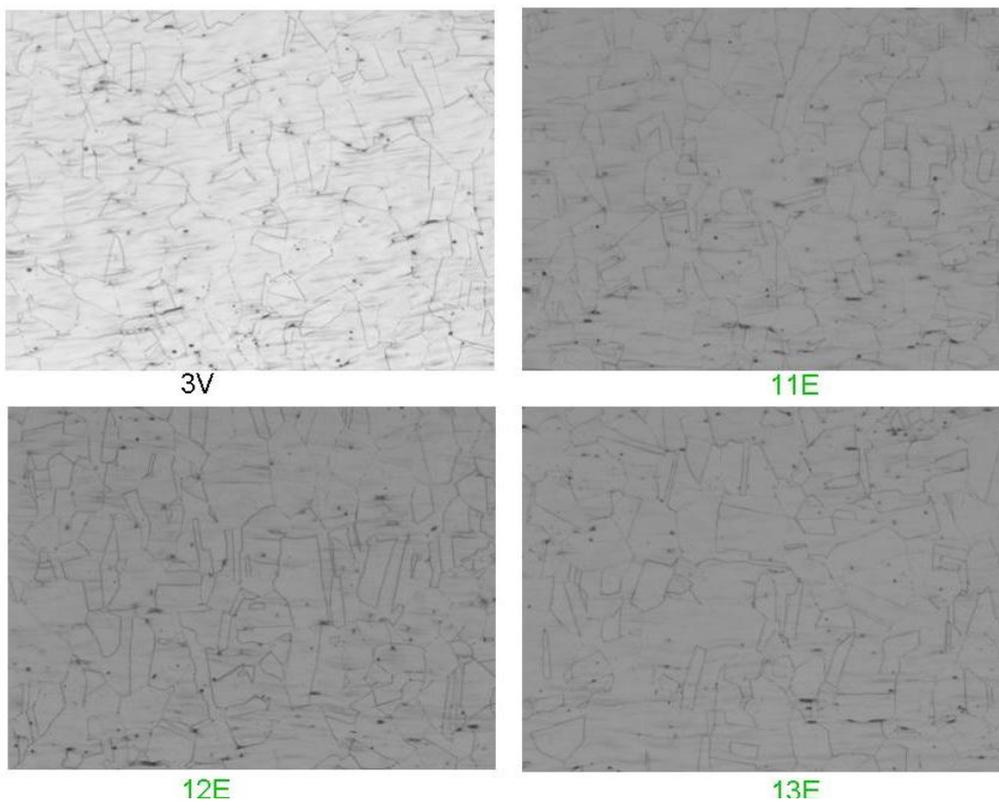


Figura 5.3.11 – Metalografia dos espécimes 3V, 11E, 12E e 13E

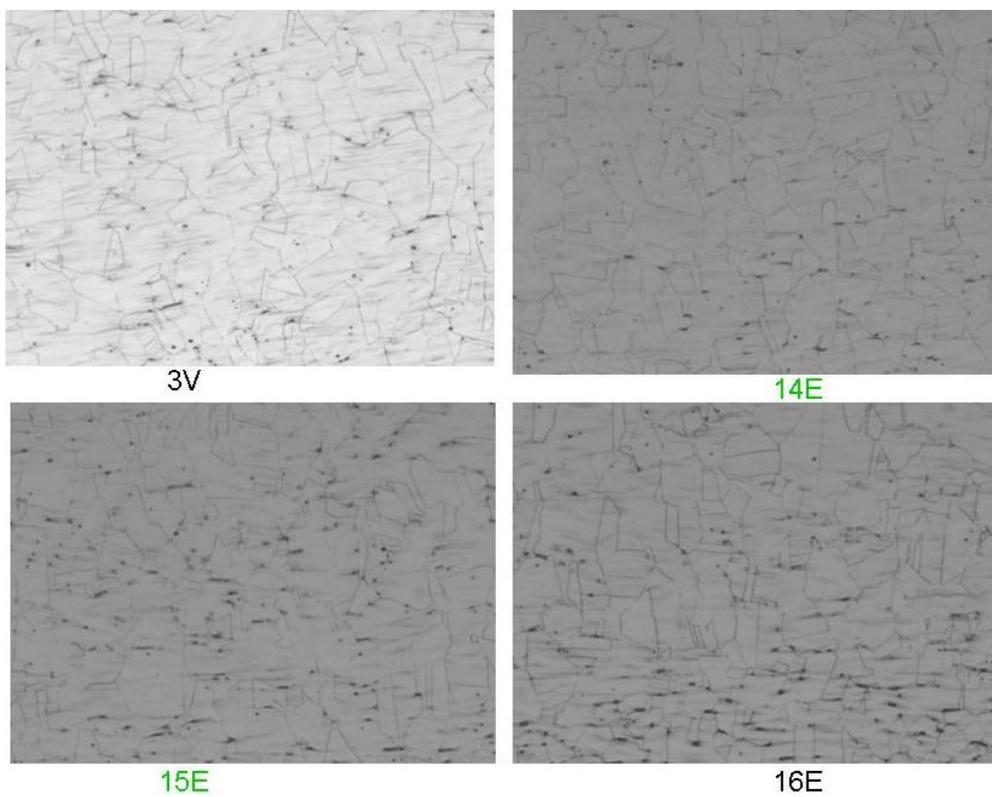


Figura 5.3.12 – Metalografia dos espécimes 3V, 14E, 15E e 16E

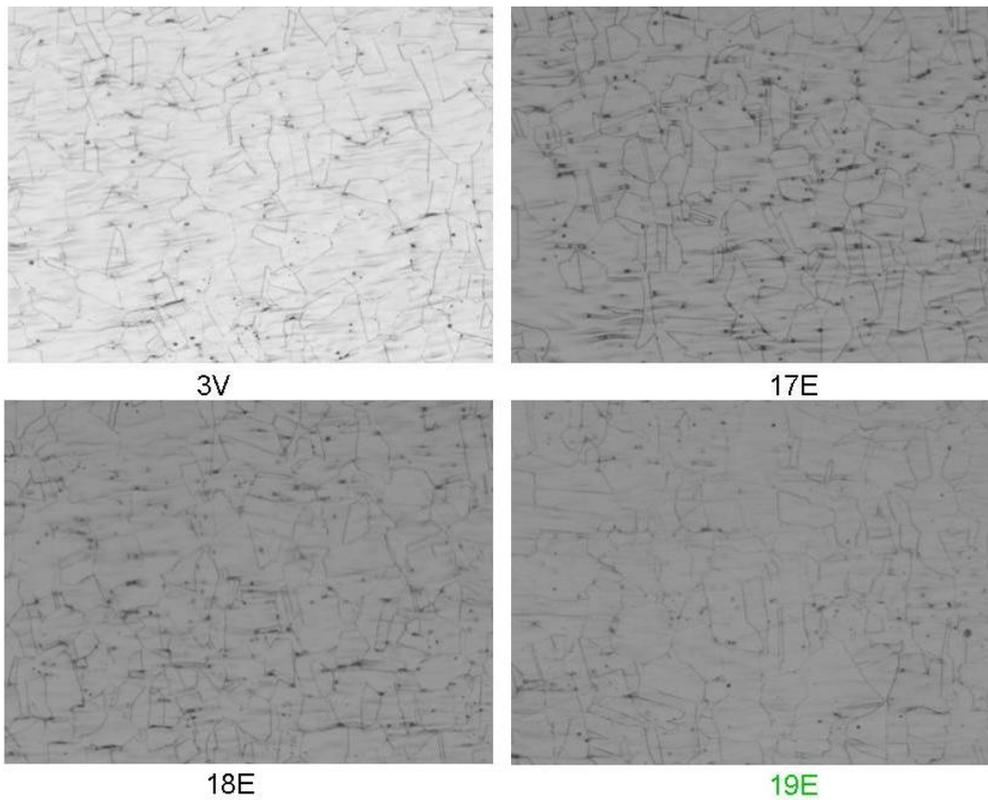


Figura 5.3.13 – Metalografia dos espécimes 3V, 17E, 18E e 19E

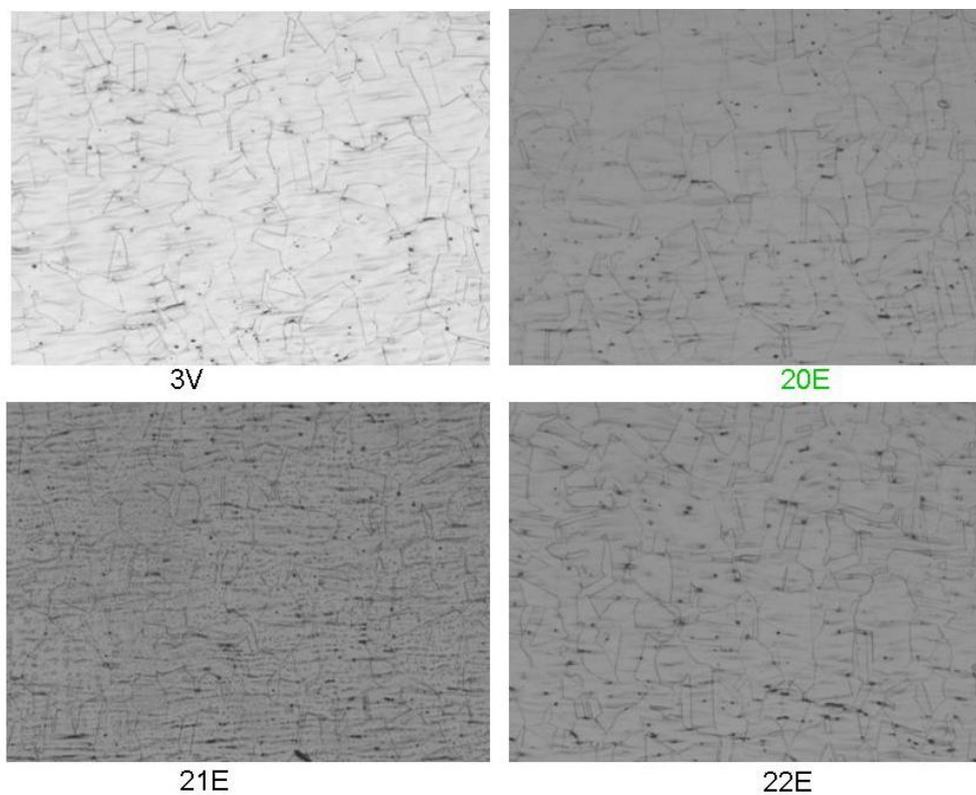


Figura 5.3.14 – Metalografia dos espécimes 3V, 20E, 21E e 22E

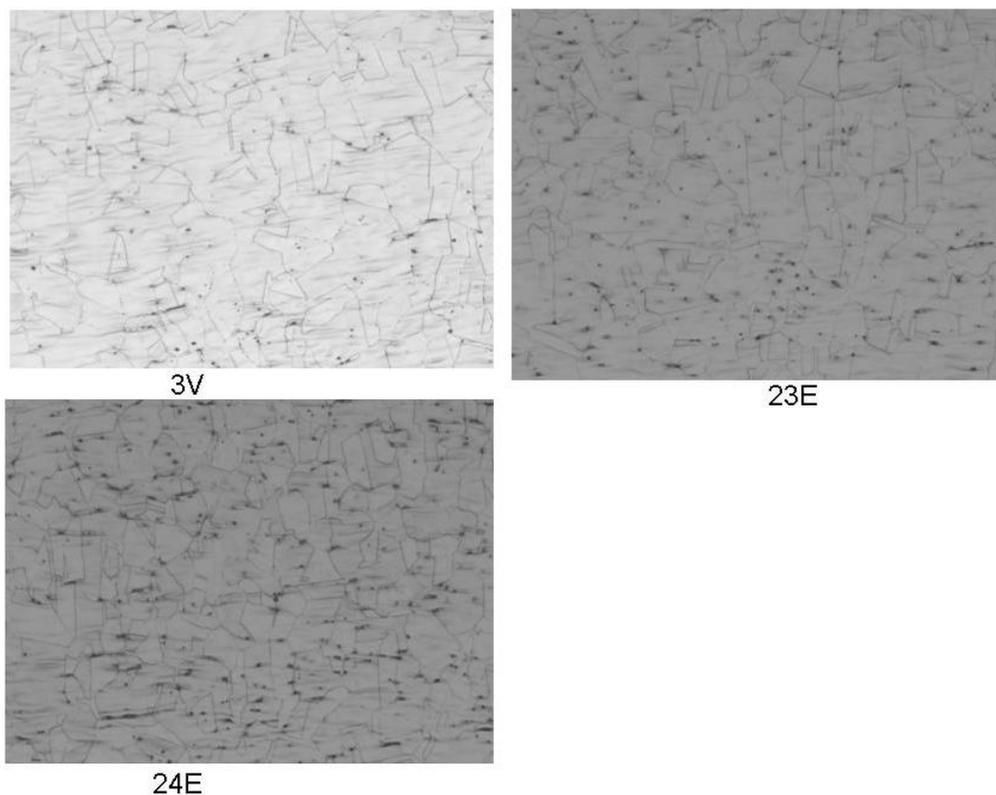


Figura 5.3.15 – Metalografia dos espécimes 3V, 23E e 24E

5.4 Simulações numéricas

Neste trabalho foram simuladas, utilizando o código ANSYS, algumas respostas da seção de testes aos carregamentos de temperatura, pressão e isolamento térmico relativos aos experimentos realizados. Foram feitas simulações acopladas de vários passos de integração utilizando o elemento tetraédrico SOLID98 da biblioteca do código. Na Figura 5.4.1 pode ser visto o resultado do passo 37 das deformações da seção de testes simuladas para o experimento 7. A simulação referida foi feita utilizando 65 passos de carregamentos. Na Figura 5.4.2 as tensões simuladas do passo de carregamento 37 para o mesmo experimento podem ser vistas. Na Figura 5.4.3 pode ser visto o carregamento de temperaturas do passo de carregamento 37 para o mesmo experimento.

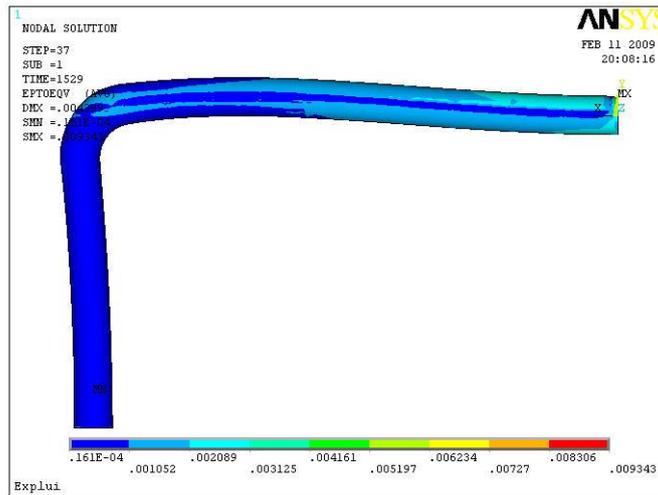


Figura 5.4.1 – Deformações da simulação experimento 7

Nas Figuras 5.4.4 e 5.4.5 podem ser vistas as deformações e as tensões simuladas na posição da roseta N do experimento 7. Os resultados das medições da roseta N para o experimento 7 podem ser vistos nas Figuras 5.4.6 e 5.4.7. Pode ser visto pelos valores mostrados nas figuras que os resultados da simulação para a roseta N são razoavelmente próximos aos valores medidos.

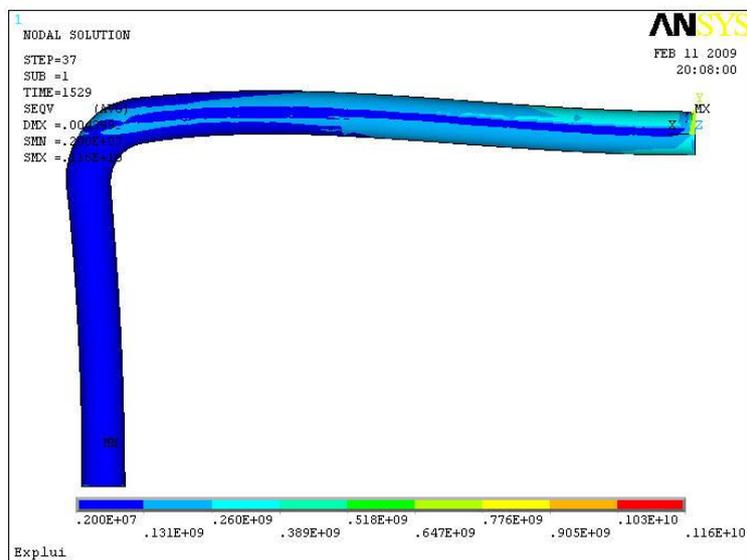


Figura 5.4.2 – Tensões da simulação experimento 7

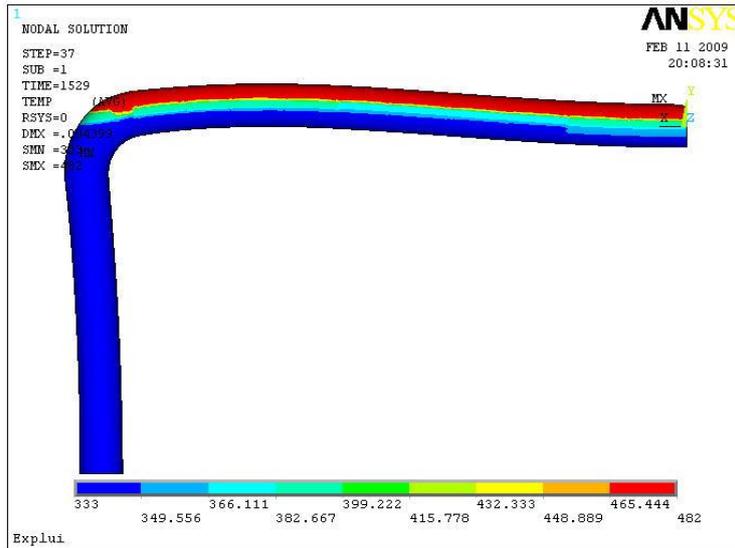


Figura 5.4.3 – Temperaturas da simulação experimento 7

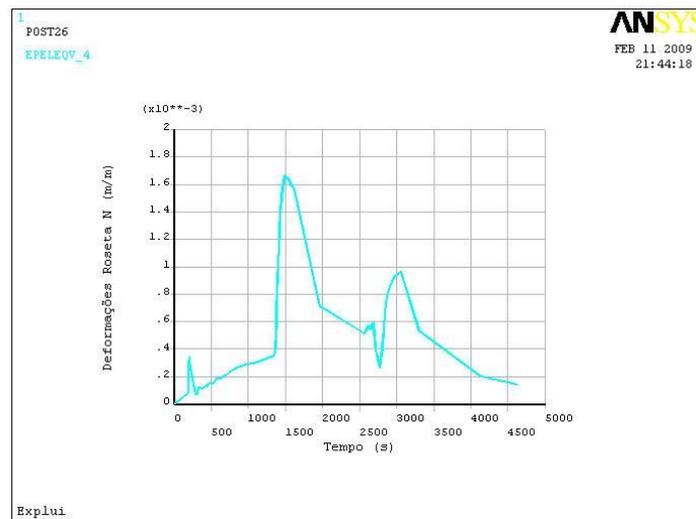


Figura 5.4.4 – Deformações na posição da roseta N experimento 7

Para realizar as simulações numéricas foram atribuídos os valores médios das propriedades mecânicas do material ao modelo da seção de testes. Isto é uma fonte de incorreções nas respostas simuladas, enquanto que o ideal seria atribuir os valores das propriedades mecânicas para cada temperatura. Os valores médios das propriedades mecânicas do aço AISI 304L, em função da temperatura foram retirados das tabelas de propriedades mecânicas dos aços do código de projeto ASME (ASME, 2004). Na Tabela 5.4.1 são apresentados os valores experimentais e os valores simulados para as rosetas B, E, F, H, I, K, M, N e R, para o experimento 7.

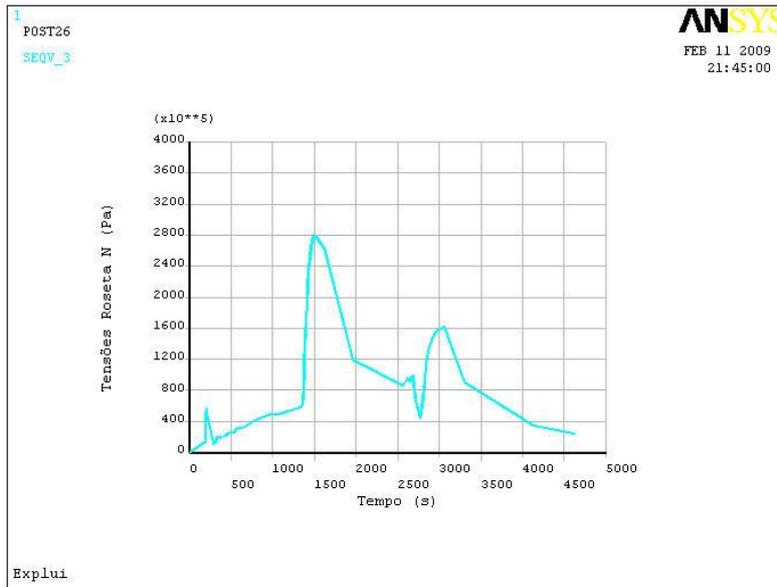


Figura 5.4.5 – Tensões na posição da roseta N experimento 7

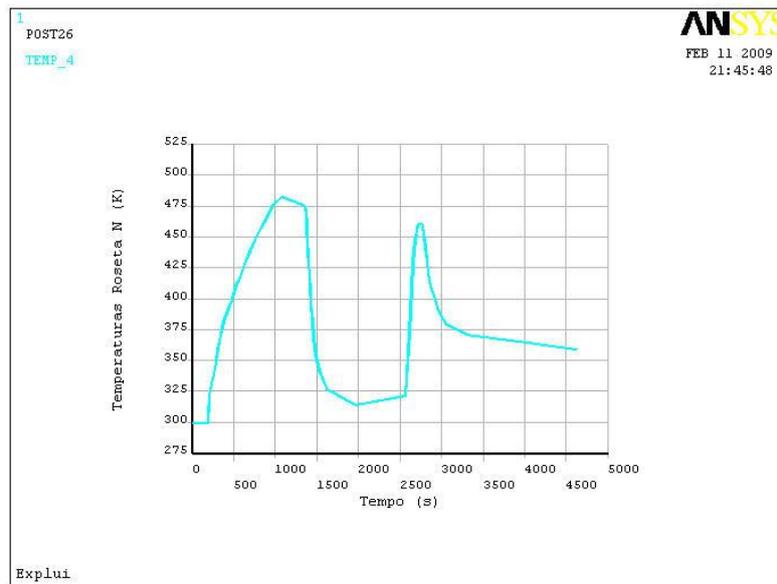


Figura 5.4.6 – Temperaturas na região da roseta N experimento 7

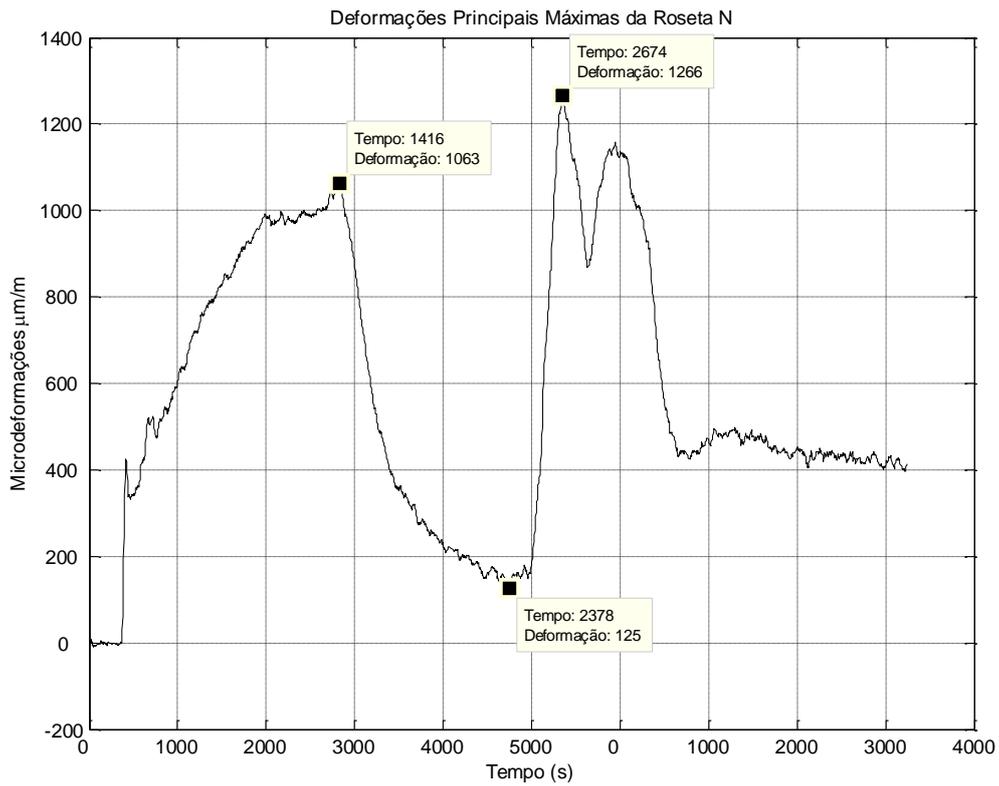


Figura 5.4.7 – Deformações principais máximas roseta N experimento 7

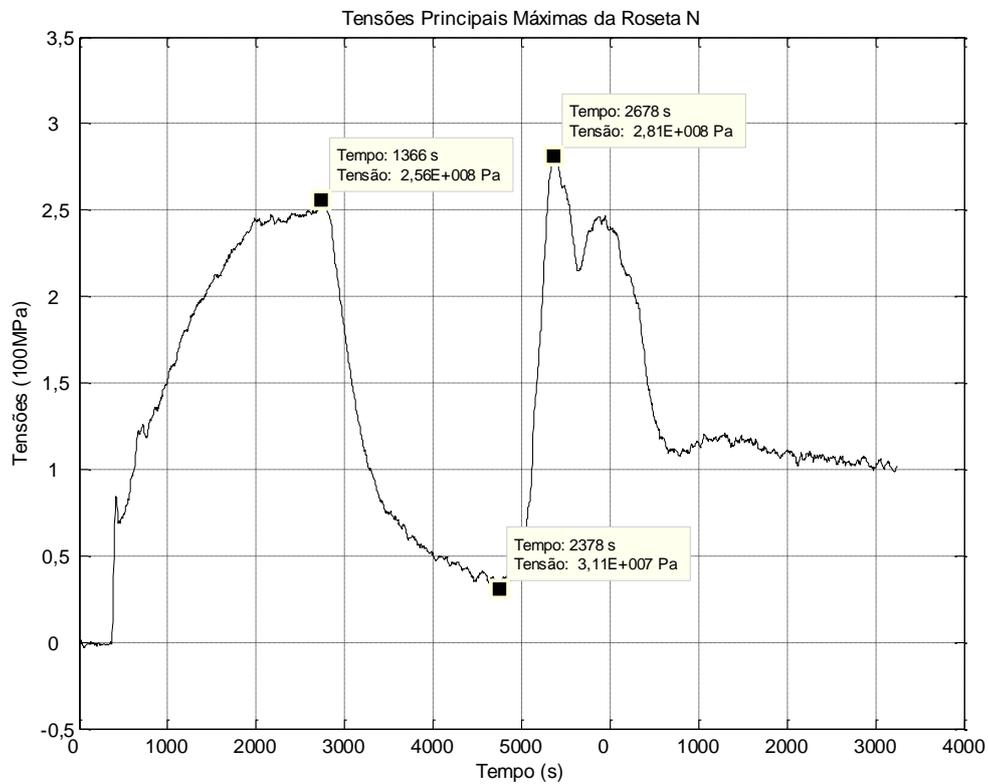


Figura 5.4.8 – Tensões principais máximas da roseta N experimento 7

Tabela 5.4.1 – Valores experimentais e valores simulados

Extensômetro	Experimental	Experimental	Simulado
B	$\epsilon = 2028 \pm 20,39$ $\sigma = 381 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$1213 \pm 20,39$ $289 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$\epsilon = 72$ $\sigma = 12 \text{ MPa}$
E	$\epsilon = 3334 \pm 20,39$ $\sigma = 488 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$2651 \pm 20,39$ $398 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$\epsilon = 890$ $\sigma = 150 \text{ MPa}$
F	$\epsilon = 1410 \pm 20,39$ $\sigma = 247 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$1113 \pm 20,39$ $190 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$\epsilon = 940$ $\sigma = 157 \text{ MPa}$
H	$\epsilon = 1688 \pm 20,39$ $\sigma = 219 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$965 \pm 20,39$ $174 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$\epsilon = 561$ $\sigma = 95 \text{ MPa}$
I	$\epsilon = 3692v$ $\sigma = 676 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$3189 \pm 20,39$ $592 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$\epsilon = 780$ $\sigma = 132 \text{ MPa}$
K	$\epsilon =$ $\sigma =$		$\epsilon = 950$ $\sigma = 159 \text{ MPa}$
M	$\epsilon = 948 \pm 20,39$ $\sigma = 174 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$925 \pm 20,39$ $164 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$\epsilon = 780$ $\sigma = 132 \text{ MPa}$
N	$\epsilon = 1266 \pm 20,39$ $\sigma = 281 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$1063 \pm 20,39$ $256 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$\epsilon = 1680$ $\sigma = 280 \text{ MPa}$
R	$\epsilon = 1452 \pm 20,39$ $\sigma = 331 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$1276 \pm 20,39$ $281 \pm 0,039 \text{ MPa}$	1800 304

6 Análise dos Resultados

6.1 Estratificação Térmica

Pôde ser verificado pelos experimentos de estratificação térmica, que os parâmetros hidrotérmicos do escoamento da água fria, influem significativamente na formação de escoamento estratificado. Os valores da tensão principal máxima pra os experimentos 18, 19 e 38 são mostrados na Tabela 6.1.1. O experimento 18 teve vazão de injeção de água fria de 0,122 l/s, o 19 vazão de 0,186 l/s e o 38 vazão de 0,762 l/s. Em todos os três experimentos o escoamento foi estratificado como pode ser vistos nas Figuras 5.2.7, 5.2.8 e 5.2.10 do item Estratificação Térmica. A diferença máxima de temperatura entre os experimentos foi de 165°C para os experimentos 18 e para o 19 e de 160°C para o experimento 38. Estes valores foram observados na parede do tubo na posição de medição I. No entanto, as tensões induzidas ao tubo em cada experimento não seguem uma ligação direta com as diferenças de temperaturas. Na Figura 6.1.1 podem ser vistos os valores das tensões calculadas a partir dos valores coletados pelos mesmos extensômetros para aqueles experimentos. Pode ser visto nesta figura que, para uma mesma roseta, ora um experimento induz maior tensão ora outro, não seguindo uma tendência definida. Também pode ser visto que para um mesmo experimento as tensões apresentam variações não lineares em decorrência da não linearidade das temperaturas ao longo da tubulação.

Tabela 6.1.1 – Tensões principais máximas dos experimentos 18 e 19 e 38

Exp.	B ± 0,039 MPa	C ± 0,039 MPa	D ± 0,039 MPa	E ± 0,039 MPa	F ± 0,039 MPa	G ± 0,039 MPa	H ± 0,039 MPa	N ± 0,039 MPa	R ± 0,039 MPa	S ± 0,039 MPa
18	4,41E+08	2,25E+08	2,53E+08	3,54E+08	1,94E+08	2,87E+08	2,97E+08	8,22E+08	4,86E+08	1,08E+08
19	3,98E+08	3,88E+08	3,45E+08	4,52E+08	-	2,25E+08	5,87E+08	2,65E+08	5,46E+08	3,10E+08
38	3,43E+08	2,45E+08	5,03E+08	6,39E+08	1,95E+08 1,98E+08	3,48E+08	2,67E+08	1,78E+08		1,96E+08

Na Figura 6.1.2 podem ser vistas as temperaturas ao longo do diâmetro interno do tubo da seção de testes para o experimento 36. Pela forma da curva, em “S”, nas seções I e II, é visto que a estratificação térmica é não linear nestas seções (LIU e CRANFORD, 1991). Na seção III a curva é em forma de parábola como pode ser visto pela melhor função que faz o seu ajuste. Pode ser visto desta figura que na posição de medição I a variação da menor para a maior temperatura ocorre em uma extensão de aproximadamente 20 mm. Na posição II esta variação ocorre em uma extensão de aproximadamente 40 mm. Na posição III a variação de temperatura é contínua, não formando um degrau. Na Figura 6.1.3 são mostradas as curvas de temperaturas de

sonda e externas para o experimento 33. Comparando os termopares do mesmo nível, pode ser visto que a diferença de temperatura ao longo da parede do tubo é da ordem de 140°C.

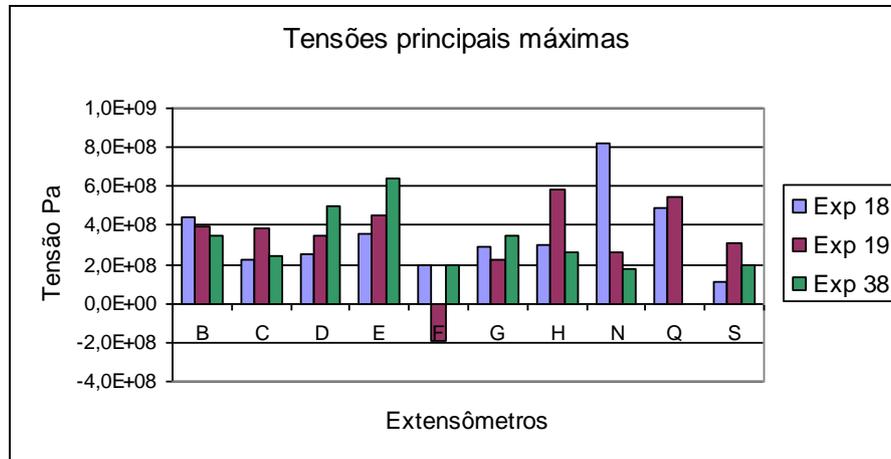


Figura 6.1.1 – Tensões dos experimentos 18, 19 e 38

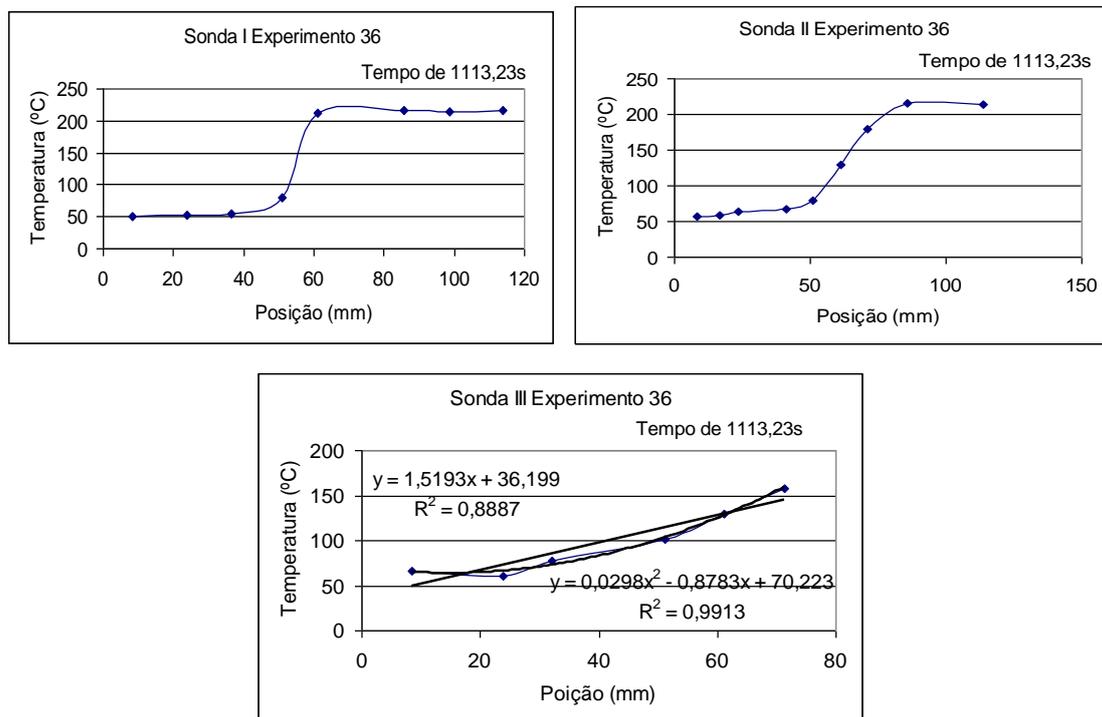


Figura 6.1.2 – Não linearidade da estratificação térmica experimento 36

Na Figura 6.1.4 os valores máximos das diferenças de temperaturas ao longo da parede para o experimento 33 podem ser vistos, sendo de 143,5°C na posição I,

139,2°C na posição II e de 135,1°C na posição III. Pode ser visto também na Figura 6.1.4 o tempo que cada uma das diferenças máximas de temperaturas ocorreu. Este tempo é bem curto e dependente da vazão de injeção e da distância entre as posições de medição, sendo de 3 s para cada uma delas atingir o máximo.

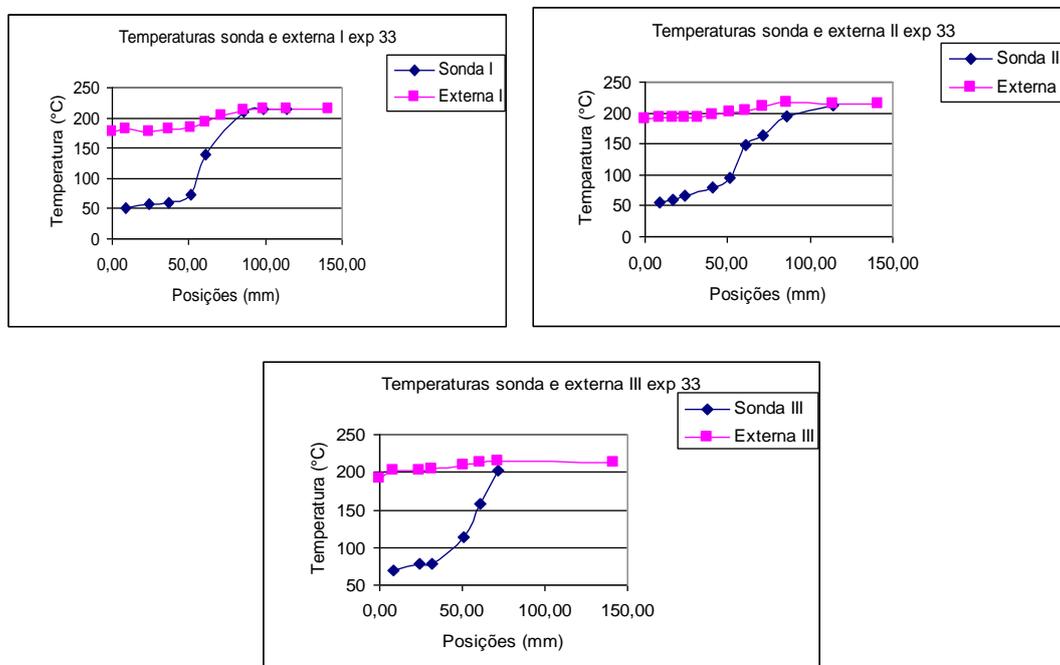


Figura 6.1.3 – Diferença de temperaturas externa e de sonda experimento 33

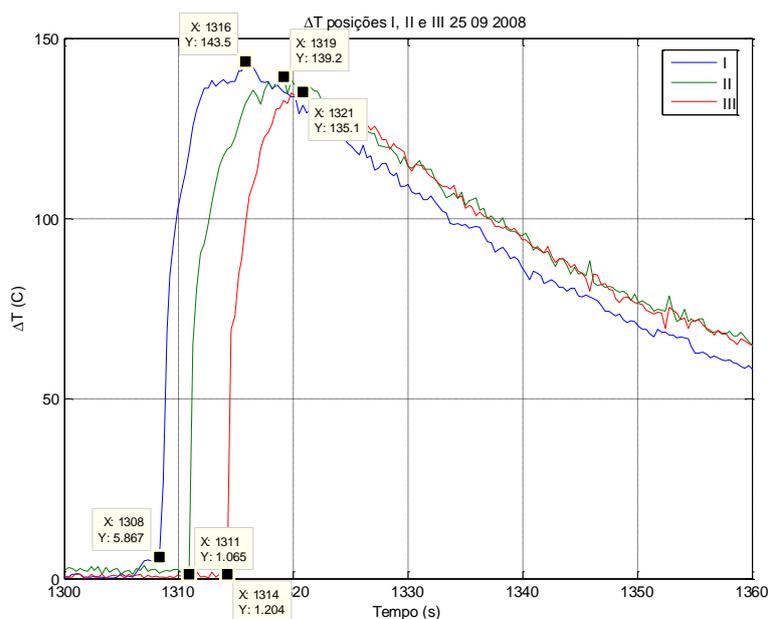


Figura 6.1.4 – Temperaturas interna e externa I, II e III nível 8,45 mm experimento 33

As temperaturas ao longo da seção de testes, nas posições I, II e III são vistas na Figura 6.1.5. Foram considerados também nesta figura, diferentes níveis ao longo do diâmetro interno do tubo. Para o nível 23,75 mm, foi apresentada a curva de ajuste dos pontos e, como pode ser visto a parábola foi o melhor polinômio que ajusta os pontos das posições I, II e III. Todas as distribuições de temperaturas apresentadas têm um ajuste de pontos com polinômio quadrático. Isto mostra que a distribuição de temperaturas é também não linear ao longo do comprimento da seção de testes.

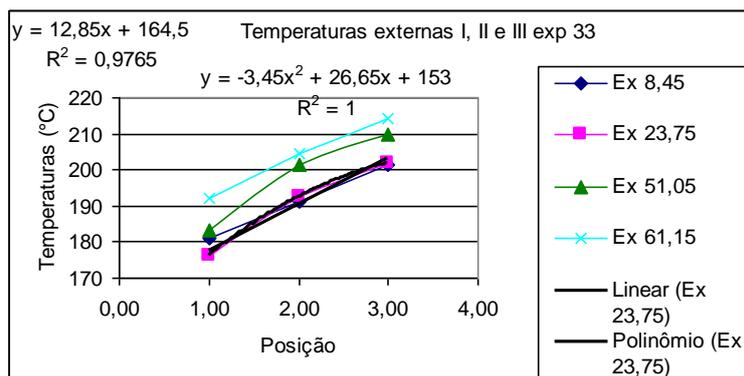


Figura 6.1.5 – Temperaturas ao longo da seção de testes experimento 33

6.2 Ensaios Mecânicos

Os primeiros ensaios mecânicos realizados foram os ensaios de tração para determinar o módulo de elasticidade do material da tubulação. Estes ensaios foram necessários, porque os valores da literatura para este parâmetro são muito discrepantes. Por outro lado, o módulo de elasticidade é muito importante no cálculo das tensões de fadiga impostas ao espécime, como pode ser visto pela Equação (4.6.1) do item Ensaios Mecânicos do capítulo de Metodologia. Pode ser visto da Tabela 5.4.1 do item Ensaios Mecânicos do capítulo Resultados que o valor módulo de elasticidade do material virgem foi 19.502 kgf/mm². Já para o material da seção de testes o valor do módulo de elasticidade foi de 16.486 kgf/mm². Isto mostra que houve uma redução de 15,47% no módulo de elasticidade do material do tubo após ele ter sido submetido aos 41 ensaios de estratificação térmica.

Com os valores determinados do módulo de elasticidade do material virgem e do material da seção de testes, os ensaios de fadiga puderam ser realizados. Os resultados mostram que houve uma redução de 7% do limite de fadiga médio do material submetido aos ensaios de estratificação térmica em relação ao material

virgem. O intervalo de 95% de confiança para o material virgem varia de 260,00 MPa a 281,60 MPa. Para o material submetido aos experimentos de estratificação térmica, o intervalo de 95% de confiança varia de 231,90 MPa a 272,36 MPa. Para o limite inferior do intervalo de confiança a redução foi de 10,81% do material da seção em relação ao material virgem. Considerando o limite superior do intervalo de confiança a redução foi de 3,28% do material da seção em relação ao material virgem. Na Figura 6.2.1 pode ser vista a comparação entre estes valores.

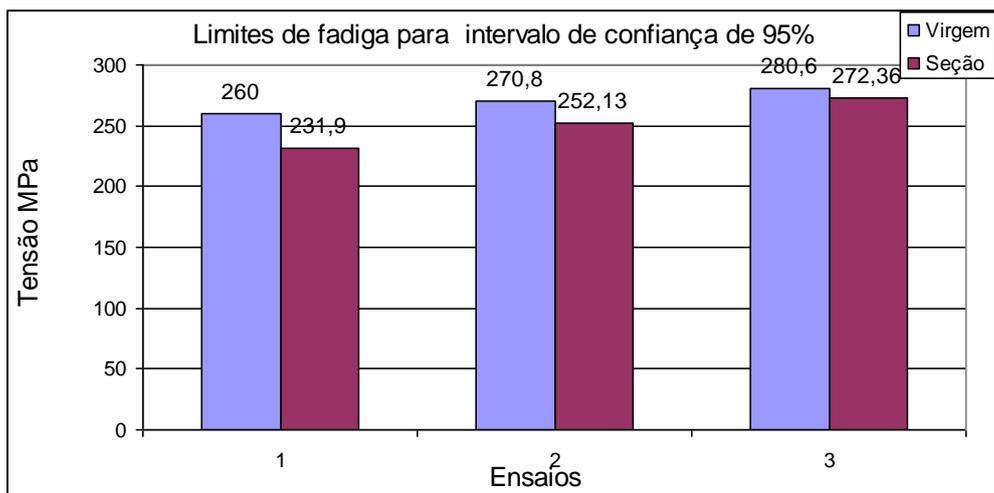


Figura 6.2.1 – Intervalos de confiança espécimes dos materiais virgem e da seção

Verificando os tempos de vida da Tabela 5.3.3 do item Ensaios Mecânicos do capítulo Resultados, contendo os resultados dos ensaios de fadiga para os espécimes da seção e, observando a posição dos espécimes no tubo, pode ser observado que a maioria dos espécimes retirados da região inferior do tubo teve vida menor. Na Figura 5.3.7 do item Ensaios Mecânicos do capítulo Metodologia, pode ser vista a posição de cada um dos espécimes na parede do tubo da seção de testes. Comparando o tempo de vida dos espécimes de 10E a 20E, pode ser observado que houve sete quebras e quatro censuras para estes 11 espécimes. Estes espécimes foram escolhidos por terem sido retirados mais embaixo no tubo e também por uma questão de posicionamento simétrico entre eles. Nesta figura pode ser visto também que 11 espécimes apresentaram crescimento de grão. Nas Figuras 5.3.8 a 5.3.15 são mostradas as micrografias dos 23 espécimes retirados do tubo da seção de testes e submetidos aos ensaios de fadiga. Em cada uma destas figuras a micrografia do espécime 3V, retirado do material virgem, é mostrada para as comparações. Pode ser visto pelas micrografias que os espécimes 6E, 7E, 9E, 10E, 11E, 12E, 13E, 14E, 15E,

19E e 20E têm grão maior que o espécime 3V. Considerando ainda os espécimes de 10E a 20E, pode ser visto que 8 têm grão maior que o espécimes 3V e que 3 não apresentaram alteração no tamanho de grão. Como pode ser observado da Figura 5.3.7, nove dos onze espécimes que tiveram grão maior que o do espécime virgem, estão situados na região inferior do tubo da seção de testes. Esta é a região onde ocorrem as maiores variações de temperaturas, como pode ser visto na Figura 5.3.7. Outra observação importante que pode ser feita a partir da Figura 5.3.7, é o número de espécimes com grão maior que quebrou nos ensaios de fadiga, em relação aos de grão sem alteração de tamanho. Dos 11 espécimes que quebraram durante os ensaios de fadiga 8 tinham grão maior que o espécime do material virgem.

6.3 Simulações Numéricas

Os dados da Tabela 6.3.1 são referentes a uma simulação numérica e ao experimento 7. Os carregamentos utilizados no modelo numérico foram os do referido experimento. Pode ser visto pelos valores da Tabela 6.3.1 que a maioria dos valores simulados difere significativamente dos valores medidos experimentalmente. Apenas os valores simulados das rosetas M, N e R estão próximos dos valores medidos durante o experimento. É preciso que se considere que houve simplificações para realizar as simulações. Foram utilizados valores médios para o módulo de elasticidade do material, para a condutividade térmica, para o coeficiente de dilatação linear e para o coeficiente de Poisson.

Tabela 6.3.1 – Valores do experimento 7 e valores simulados

Roseta	Experimental - pico	Experimental	Simulado	Varição %
B	$\epsilon = 2028 \pm 20,39 \mu\text{m/m}$	$1213 \pm 20,39 \mu\text{m/m}$	$\epsilon = 72 \mu\text{m/m}$	96,45
	$\sigma = 381 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$289 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$\sigma = 12 \text{ MPa}$	96,85
E	$\epsilon = 3334 \pm 20,39$	$2651 \pm 20,39 \mu\text{m/m}$	$\epsilon = 890 \mu\text{m/m}$	73,31
	$\sigma = 488 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$398 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$\sigma = 150 \text{ MPa}$	69,26
F	$\epsilon = 1410 \pm 20,39 \mu\text{m/m}$	$1113 \pm 20,39 \mu\text{m/m}$	$\epsilon = 940 \mu\text{m/m}$	33,33
	$\sigma = 247 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$190 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$\sigma = 157 \text{ MPa}$	36,44
H	$\epsilon = 1688 \pm 20,39 \mu\text{m/m}$	$965 \pm 20,39 \mu\text{m/m}$	$\epsilon = 561 \mu\text{m/m}$	66,77
	$\sigma = 219 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$174 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$\sigma = 95 \text{ MPa}$	56,62
I	$\epsilon = 3692 \pm 20,39 \mu\text{m/m}$	$3189 \pm 20,39 \mu\text{m/m}$	$\epsilon = 780 \mu\text{m/m}$	78,87
	$\sigma = 676 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$592 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$\sigma = 132 \text{ MPa}$	80,47
K	$\epsilon =$		$\epsilon = 950 \mu\text{m/m}$	
	$\sigma =$		$\sigma = 159 \text{ MPa}$	
M	$\epsilon = 948 \pm 20,39 \mu\text{m/m}$	$925 \pm 20,39 \mu\text{m/m}$	$\epsilon = 780 \mu\text{m/m}$	17,72
	$\sigma = 174 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$164 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$\sigma = 132 \text{ MPa}$	24,14
N	$\epsilon = 1266 \pm 20,39 \mu\text{m/m}$	$1063 \pm 20,39 \mu\text{m/m}$	$\epsilon = 1680 \mu\text{m/m}$	32,70
	$\sigma = 281 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$256 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$\sigma = 280 \text{ MPa}$	0,36
R	$\epsilon = 1452 \pm 20,39 \mu\text{m/m}$	$1276 \pm 20,39 \mu\text{m/m}$	$1800 \mu\text{m/m}$	23,97
	$\sigma = 331 \pm 0,039 \text{ MPa}$	$281 \pm 0,039 \text{ MPa}$	304 MPa	8,16

6.4 Discussão

Desde o início, neste trabalho, a precisão dos resultados foi preocupação constante, sendo a calibração de instrumentos, medidores, equipamentos e de sistemas de coleta de dados, a primeira atividade realizada. As equações de calibração dos termopares foram utilizadas para corrigir os valores de temperaturas coletados dos experimentos. Uma vez corrigidos os valores das temperaturas, estes valores corrigidos foram utilizados em todos os outros cálculos que dependem de temperaturas. Os valores das deformações coletados dos experimentos foram corrigidos com estes valores de temperaturas. Outros valores corrigidos utilizando as temperaturas corrigidas foram as massas específicas da água fria e da água quente, utilizadas no cálculo do número de Froude. Para simular numericamente as respostas da seção de testes as temperaturas corrigidas foram utilizadas como carregamento. O mesmo procedimento de correção dos dados coletados dos experimentos foi adotado para os outros parâmetros monitorados durante os experimentos. Os deslocamentos da seção de testes, as suas deformações e as cargas aplicadas aos espécimes nos ensaios de fadiga também foram corrigidos pelas equações de calibração determinadas experimentalmente.

Durante os experimentos de estratificação térmica algumas rosetas se deterioraram como pode ser visto na Figura 6.4.1. Algumas foram inutilizadas por terem um dos extensômetros situado a 90° danificado, porém, outras como a mostrada na Figura 6.4.1, ainda puderam ter seus valores de leituras utilizados. A Equação (6.4.1) foi utilizada para calcular as tensões a partir das deformações registradas por estas rosetas (AVRIL, 1974). Foi observado durante os experimentos de estratificação térmica que o revestimento protetor das rosetas se destacou em forma de beijus, rompendo os conectores do extensômetro. Esta foi a causa da degradação da maioria dos extensômetros avariados.

$$\sigma_1 = \frac{E}{1-\mu^2} (\varepsilon_1 + \mu\varepsilon_2); \sigma_2 = \frac{E}{1-\mu^2} (\varepsilon_2 + \mu\varepsilon_1) \quad (6.4.1)$$

Na Equação (6.4.1) σ_1 é a tensão principal máxima em MPa, σ_2 é a tensão principal mínima em MPa, E é o módulo de elasticidade em GPa, μ é o coeficiente de Poisson, ε_1 são as deformações do extensômetro 1 em $\mu\text{m/m}$ e ε_2 são as deformações do extensômetro 2 em $\mu\text{m/m}$. São mostrados nas Figuras 6.4.2 e 6.4.3 os valores das tensões máximas da roseta B para o experimento 21. Na Figura 6.4.2 são mostradas as tensões calculadas para as deformações lidas pelos 3 extensômetros da roseta. Na

Figura 6.4.3 são mostradas as tensões calculadas utilizando as deformações dos extensômetros 1 e 2 da roseta, os posicionados a 90°. A diferença entre os valores máximos calculados é de 29% para o primeiro pico e de 27% para o segundo pico. Esta diferença entre os valores é significativa, porém, eles são aceitáveis para um estudo experimental onde se busca determinar o nível de danos induzidos no material.



Figura 6.4.1 – Extensômetro deteriorado

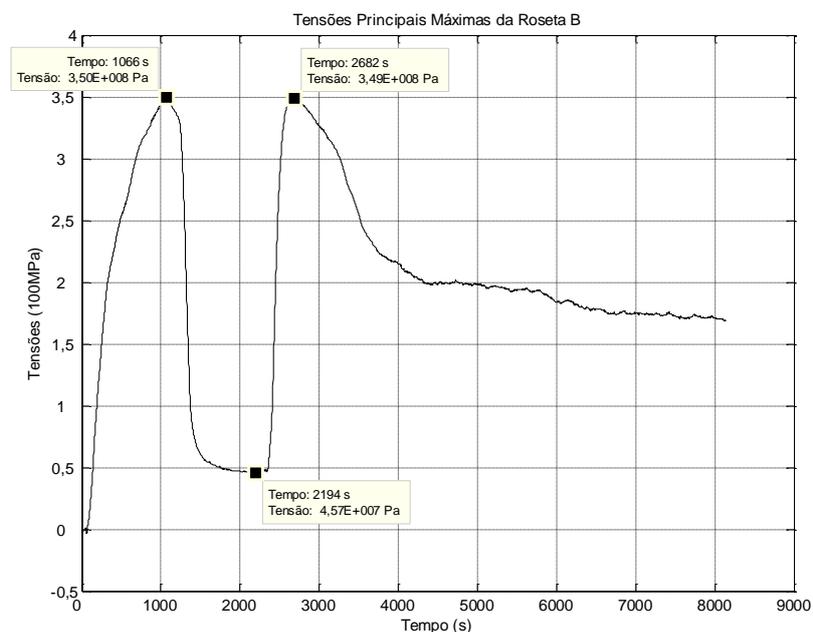


Figura 6.4.2 – Tensões da roseta B para os três extensômetros experimento 21

Observando as Figuras 6.4.2, 6.4.4 e 6.4.5, a razão de tensões R , pode ser determinada a partir das tensões mínimas e máximas. Para as tensões daquelas figuras o valor de $R = 0,131$ para a Figura 6.4.2, $R = 0,114$ e $R = 0,092$ para a Figura 6.4.4 e $R = -0,033$ e $R = -0,038$ para a Figura 6.4.5. A razão de tensões representa o

carregamento ao qual a estrutura é submetida a cada ciclo. Todos os experimentos de estratificação térmica submeteram a seção de testes a carregamentos que têm a forma daqueles observados naquelas figuras. Assim, é possível dizer que a seção de testes foi submetida a carregamentos cíclicos com razão de tensões no intervalo de ± 1 , sendo que o caso mais freqüente foi $0 < R < 1$.

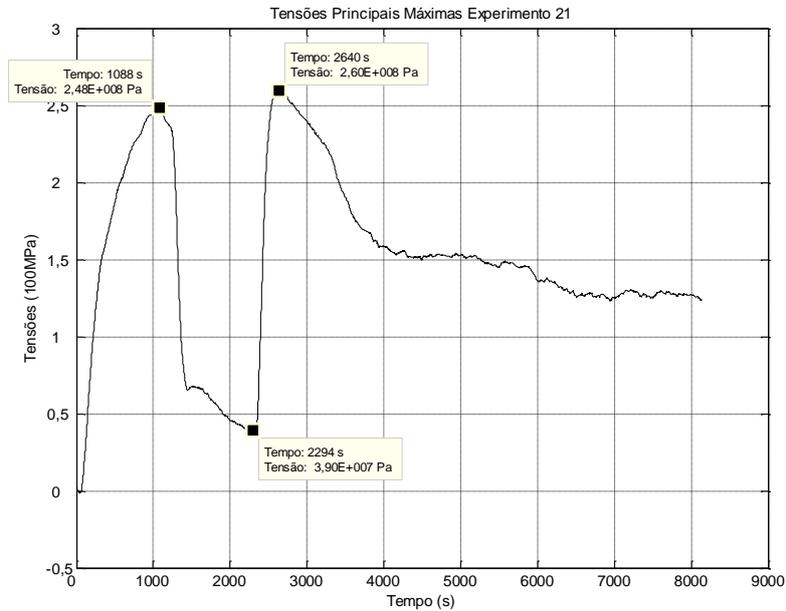


Figura 6.4.3 – Tensões da roseta B para os dois extensômetros a 90° experimento 21

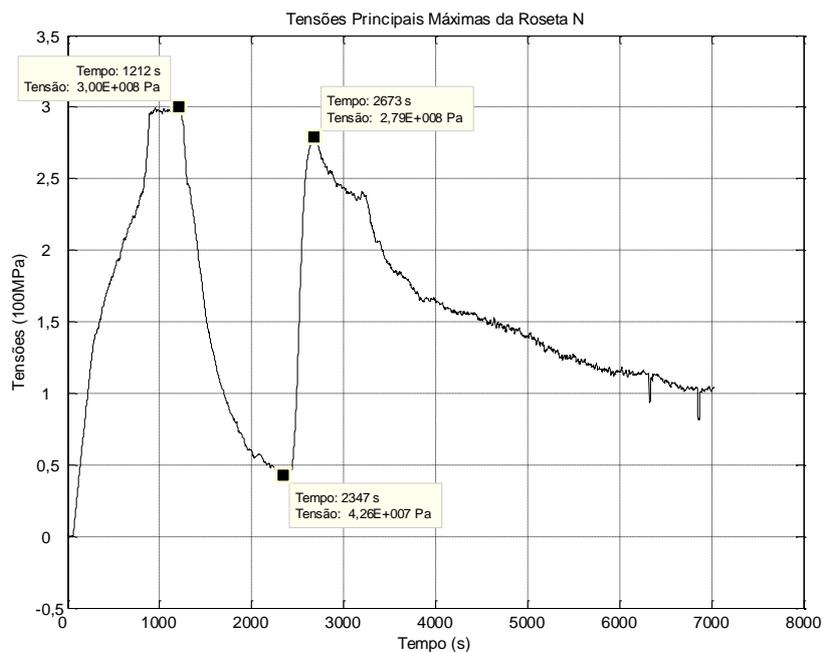


Figura 6.4.4 – Tensões principais máximas roseta N experimento 25

Na Tabela 6.4.1 podem ser vistos os valores das amplitudes de tensões para algumas rosetas.

Tabela 6.4.1 – Amplitude de tensões

B ± 0,039 MPa	C ± 0,039 MPa	D ± 0,039 MPa	E ± 0,039 MPa	F ± 0,039 MPa	G ± 0,039 MPa	H ± 0,039 MPa	N ± 0,039 MPa	S ± 0,039 MPa
1,27E+08		1,04E+08	9,77E+07	9,19E+07		1,03E+08	1,91E+08	1,31E+08
1,22E+08		1,34E+08	1,60E+08	7,89E+07		5,17E+07	1,19E+08	1,46E+08
1,31E+08		1,16E+08	1,47E+08	1,14E+08	1,20E+08	6,33E+07	2,09E+08	1,31E+08
1,67E+08		1,07E+08	1,67E+08	1,54E+08	1,17E+08	8,56E+07	1,01E+08	1,41E+08
1,33E+08		1,33E+08	1,70E+08	1,32E+08	9,84E+07	8,78E+07	2,04E+08	3,37E+07
1,32E+08		1,16E+08	1,30E+08	1,05E+08	1,01E+08	8,83E+07		3,98E+07
1,11E+08	7,29E+07	1,10E+08	9,09E+07	1,24E+08	1,45E+08	6,81E+07	1,83E+08	3,49E+07
1,07E+08	-1,01E+08	9,29E+07	7,21E+07	7,94E+07	4,88E+07	6,07E+07	1,53E+08	-3,29E+07
1,27E+08	1,17E+08	1,12E+08	1,09E+08	1,27E+08	1,64E+08	8,74E+07	2,18E+08	1,24E+08
1,27E+08	9,71E+07	1,23E+08	1,28E+08	1,33E+08	1,64E+08	1,36E+08	3,09E+08	1,30E+08
5,62E+08	1,13E+08	1,12E+08	8,99E+08	4,18E+08		1,50E+08	3,51E+08	4,11E+07
1,51E+08	1,23E+08	1,27E+08	9,37E+07	1,09E+08	1,48E+08	1,57E+08	3,78E+08	3,74E+07
2,05E+08	1,26E+08	1,25E+08	1,76E+08	1,44E+08	1,36E+08	6,12E+07	3,82E+08	3,46E+07
8,58E+07	1,34E+08	1,36E+08	1,59E+08		1,16E+08	8,90E+07	1,23E+08	1,18E+08
1,54E+08	1,28E+08	1,34E+08	2,80E+08	1,28E+08	1,43E+08	1,30E+08	1,15E+08	1,08E+08
1,52E+08	1,26E+08	1,09E+08	3,19E+08	1,13E+08	1,53E+08	9,07E+07	1,11E+08	1,17E+08
1,52E+08	1,24E+08	1,93E+08	3,37E+08	1,14E+08	1,57E+08	1,07E+08	1,15E+08	1,26E+08
1,56E+08	1,28E+08	2,01E+08	3,20E+08	1,31E+08	1,59E+08	1,02E+08	1,16E+08	1,16E+08
1,55E+08	1,23E+08	2,33E+08	3,01E+08	1,71E+08	1,78E+08	9,06E+07	1,12E+08	1,10E+08
1,52E+08	1,27E+08	2,97E+08	3,28E+08	1,54E+08	1,71E+08	8,66E+07	1,29E+08	1,18E+08
1,46E+08	1,15E+08	3,01E+08	3,06E+08	1,46E+08	1,59E+08	6,41E+07	1,16E+08	9,97E+07
1,57E+08	1,20E+08	3,09E+08	3,26E+08	1,29E+08	1,87E+08	8,15E+07	1,11E+08	1,09E+08
1,56E+08	1,19E+08	2,95E+08	3,20E+08	1,18E+08	2,93E+08	9,10E+07	1,00E+08	1,10E+08
1,44E+08	1,23E+08	2,55E+08	3,23E+08	1,14E+08		1,13E+08	1,06E+08	1,08E+08
1,57E+08	1,28E+08	2,79E+08	4,58E+08	1,30E+08		1,17E+08	9,20E+07	9,31E+07
1,55E+08	1,23E+08	2,62E+08	3,05E+08	1,12E+08	1,81E+08	1,09E+08	1,04E+08	9,40E+07
1,48E+08	1,31E+08	2,63E+08	3,42E+08	1,10E+08	1,89E+08	1,37E+08	9,23E+07	9,43E+07
1,57E+08	1,44E+08	2,57E+08	3,39E+08	1,36E+08	1,93E+08	1,31E+08	1,13E+08	9,40E+07
1,42E+07	1,21E+08	1,32E+08		8,59E+07	1,47E+08	1,12E+08	8,45E+07	6,82E+07

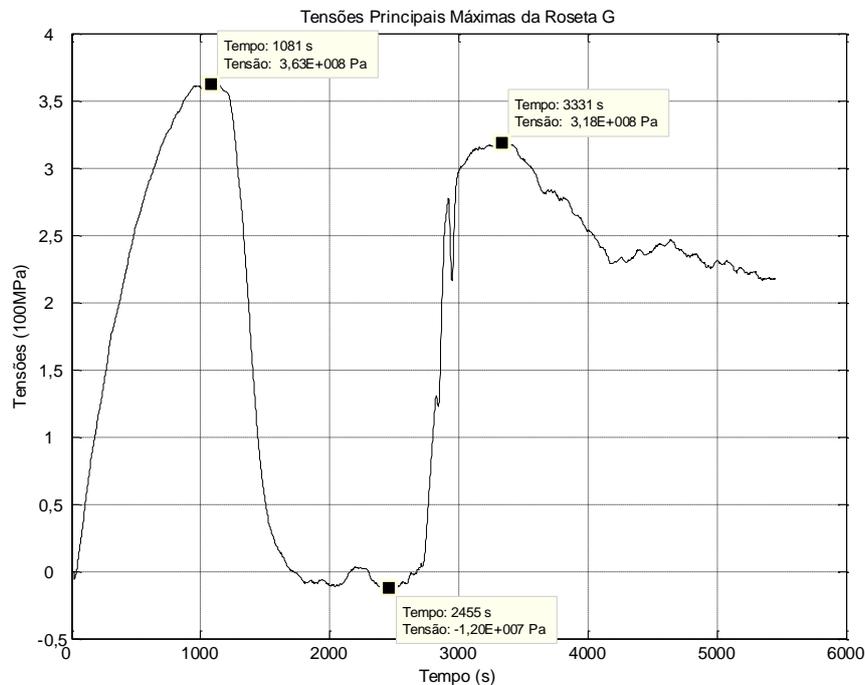


Figura 6.4.5 – Tensões principais máximas experimento 31

As tensões médias são mostradas na Tabela 6.4.2 e os coeficientes de tensões são mostrados na Tabela 6.4.3. Pode ser visto da Tabela 6.4.1 que a estratificação térmica induziu tensões alternadas na seção de testes cujos valores são da ordem de MPa. Na Tabela 6.4.2 pode ser visto que os valores das tensões médias são também da ordem de MPa.

Tabela 6.4.2 – Tensão média para algumas rosetas

B ± 0,039 MPa	C ± 0,039 MPa	D ± 0,039 MPa	E ± 0,039 MPa	F ± 0,039 MPa	G ± 0,039 MPa	H ± 0,039 MPa	N ± 0,039 MPa	S ± 0,039 MPa
1,67E+08		1,44E+08	2,23E+08	1,53E+08		1,33E+08	4,36E+07	1,61E+08
1,67E+08		1,54E+08	1,70E+08	1,06E+08		1,62E+08	1,69E+08	1,94E+08
1,82E+08		1,36E+08	1,73E+08	1,20E+08	9,17E+07	1,43E+08	3,19E+08	1,93E+08
2,15E+08		1,17E+08	3,22E+08	2,01E+08	1,29E+08	1,34E+08	1,81E+08	1,76E+08
1,68E+08		1,58E+08	2,40E+08	1,34E+08	1,32E+08	1,47E+08	2,45E+08	3,41E+07
1,80E+08		1,33E+08	1,49E+08	1,20E+08	1,28E+08	1,48E+08		4,46E+07
9,02E+07	7,29E+07	8,39E+07	8,31E+07	9,03E+07	1,18E+08	1,12E+08	2,12E+08	7,04E+07
1,67E+08	-1,01E+08	1,35E+08	1,39E+08	1,26E+08	7,35E+07	1,58E+08	1,68E+08	-1,29E+07
1,78E+08	1,17E+08	1,49E+08	1,32E+08	1,30E+08	1,93E+08	1,52E+08	2,62E+08	1,72E+08
1,85E+08	9,71E+07	1,20E+08	1,25E+08	9,88E+07	1,93E+08	1,89E+08	3,42E+08	1,79E+08
6,03E+08	1,13E+08	1,21E+08	1,53E+09	5,94E+08		2,05E+08	3,69E+08	5,12E+07
1,83E+08	1,23E+08	1,32E+08	1,23E+08	1,27E+08	1,43E+08	1,72E+08	3,54E+08	3,94E+07
2,36E+08	1,26E+08	1,28E+08	1,78E+08	9,80E+07	1,51E+08	2,36E+08	4,39E+08	7,29E+07
3,12E+08	1,34E+08	2,09E+08	2,93E+08	-3,04E+07	1,09E+08	4,98E+08	1,42E+08	1,92E+08
2,11E+08	1,28E+08	1,52E+08	3,19E+08	1,26E+08	1,55E+08	1,79E+08	1,65E+08	1,95E+08
1,98E+08	1,26E+08	1,36E+08	3,79E+08	1,49E+08	1,70E+08	2,23E+08	1,55E+08	1,76E+08
1,94E+08	1,24E+08	1,35E+08	4,40E+08	1,56E+08	1,77E+08	2,00E+08	1,36E+08	1,64E+08
2,06E+08	1,28E+08	2,12E+08	3,89E+08	1,60E+08	1,70E+08	2,07E+08	1,66E+08	1,80E+08
1,95E+08	1,23E+08	2,34E+08	3,96E+08	1,43E+08	1,62E+08	1,97E+08	1,45E+08	1,79E+08
2,08E+08	1,27E+08	2,86E+08	3,63E+08	1,28E+08	1,46E+08	2,03E+08	1,71E+08	1,85E+08
1,93E+08	1,15E+08	3,18E+08	3,79E+08	1,33E+08	1,76E+08	2,24E+08	1,93E+08	1,80E+08
1,95E+08	1,20E+08	3,20E+08	3,72E+08	1,36E+08	2,53E+08	2,03E+08	1,43E+08	1,71E+08
2,03E+08	1,19E+08	3,25E+08	3,60E+08	1,28E+08	3,28E+08	1,98E+08	1,41E+08	1,65E+08
2,10E+08	1,23E+08	2,43E+08	2,84E+08	9,15E+07		1,63E+08	1,15E+08	1,61E+08
1,68E+08	1,28E+08	2,73E+08	4,88E+08	1,04E+08		1,59E+08	1,03E+08	1,08E+08
2,01E+08	1,23E+08	2,65E+08	3,18E+08	1,27E+08	1,81E+08	1,76E+08	1,26E+08	1,23E+08
1,50E+08	1,31E+08	2,94E+08	3,21E+08	1,01E+08	1,89E+08	1,37E+08	8,92E+07	1,10E+08
1,97E+08	1,44E+08	2,36E+08	2,90E+08	8,12E+07	1,71E+08	1,35E+08	6,12E+07	1,16E+08
3,02E+08	1,21E+08	2,80E+08		9,07E+07	1,61E+08	1,17E+08	8,61E+07	8,80E+07

Os valores das razões de tensão R mostrados na Tabela 6.4.3 mostram que R tem um valor que oscila em torno de zero. Isto significa que a tensão máxima é significativamente maior que a tensão mínima. Para a roseta N, por exemplo, a tensão máxima é da ordem de 7 a 10 vezes maior que a tensão mínima, como mostrado na Figura 6.4.4.

Respostas mais precisas, simuladas numericamente, podem ser obtidas, porém, o modelo numérico precisa ser melhorado. As propriedades mecânicas do material devem ser determinadas com precisão e não somente utilizar valores de referências bibliográficas, mesmo que consagradas. Deve ser encontrada uma maneira de atribuir ao modelo, para um mesmo passo de carregamento, as propriedades do material para diferentes temperaturas.

Tabela 6.4.3 – Razões de tensão para algumas rosetas

B	C	D	E	F	G	H	N	S
1,36E-01		1,61E-01	3,90E-01	-1,38E-02		1,27E-01	-6,29E-01	1,03E-01
1,56E-01		6,93E-02	3,03E-02	2,22E-01		5,16E-01	1,74E-01	1,41E-01
1,62E-01		7,96E-02	8,14E-02	-7,02E-02	-1,33E-01	3,87E-01	2,08E-01	1,91E-01
1,26E-01		4,48E-02	3,18E-01	-2,43E-01	4,89E-02	2,19E-01	2,84E-01	1,11E-01
1,16E-01		8,58E-02	1,71E-01	-3,24E-01	1,44E-01	2,53E-01	9,16E-02	7,03E-03
1,52E-01		6,99E-02	6,85E-02	5,30E-02	1,20E-01	2,53E-01		5,66E-02
-1,05E-01	1,06E-01	-1,33E-01	-4,47E-02	-3,17E-01	-1,04E-01	2,42E-01	7,42E-02	3,37E-01
2,19E-01	-5,03E-01	1,85E-01	3,16E-01	1,47E-01	2,02E-01	4,45E-01	4,51E-02	-4,38E-01
1,66E-01	1,46E-01	1,42E-01	9,79E-02	-7,14E-02	8,25E-02	2,71E-01	9,16E-02	1,62E-01
1,83E-01	1,15E-01	-1,20E-02	-9,37E-03	-3,32E-01	8,25E-02	1,64E-01	5,06E-02	1,59E-01
3,54E-02	1,20E-01	3,90E-02	2,61E-01	-5,13E-01		1,55E-01	2,61E-02	1,09E-01
9,45E-02	6,37E-03	1,79E-02	1,36E-01	2,68E-02	-1,73E-02	4,55E-02	-3,30E-02	2,59E-02
7,17E-02	-1,22E-01	1,14E-02	6,31E-03	-4,85E-01	5,02E-02	5,88E-01	6,90E-02	3,57E-01
5,69E-01	3,08E-01	2,11E-01	2,97E-01	1,00E+00	-3,10E-02	6,97E-01	7,07E-02	2,39E-01
1,57E-01	1,33E-01	6,30E-02	6,60E-02	-2,01E-01	4,06E-02	1,61E-01	1,78E-01	2,85E-01
1,31E-01	1,20E-01	1,13E-01	8,64E-02	4,58E-02	5,09E-02	4,22E-01	1,65E-01	2,02E-01
1,21E-01	9,44E-02	-1,76E-01	1,33E-01	-8,93E-02	6,02E-02	3,03E-01	8,36E-02	1,29E-01
1,37E-01	1,08E-01	2,45E-02	9,69E-02	-4,29E-02	3,37E-02	3,38E-01	1,78E-01	2,15E-01
1,15E-01	9,40E-02	3,97E-04	1,36E-01	-7,94E-01	-4,82E-02	3,69E-01	1,29E-01	2,38E-01
1,57E-01	1,31E-01	-1,81E-02	5,00E-02	-3,95E-01	-8,05E-02	4,03E-01	1,42E-01	2,23E-01
1,38E-01	1,29E-01	2,79E-02	1,07E-01	-5,17E-01	5,09E-02	5,54E-01	2,47E-01	2,88E-01
1,08E-01	8,20E-02	1,72E-02	6,53E-02	-1,38E-01	1,52E-01	4,28E-01	1,27E-01	2,20E-01
1,30E-01	1,23E-01	4,83E-02	6,00E-02	-1,03E-01	5,73E-02	3,71E-01	1,70E-01	1,98E-01
1,87E-01	1,43E-01	-2,49E-02	-6,33E-02	-2,90E-02		1,80E-01	4,05E-02	1,99E-01
3,36E-02	-4,24E-02	-1,13E-02	3,27E-02	-4,57E-01		1,54E-01	5,64E-02	7,58E-02
1,29E-01	8,71E-02	4,52E-03	1,99E-02	7,21E-02		2,38E-01	9,55E-02	1,35E-01
8,60E-03	-1,32E-01	5,63E-02	-3,16E-02	9,88E-03		-9,06E-04	-1,68E-02	7,76E-02
1,13E-01	7,61E-03	-4,22E-02	-7,77E-02	-2,84E-01	-5,99E-02	1,61E-02	-2,96E-01	1,05E-01
9,10E-01	9,28E-02	3,59E-01		5,20E-02	4,36E-02	2,21E-02	9,24E-03	1,26E-01

A quantidade de espécimes utilizada nos dois ensaios de fadiga estava conforme as orientações da literatura (COLINS, 1993). Porém, um número maior de espécimes melhoraria os cálculos estatísticos, que determinaram os limites de fadiga.

No sistema de aquisição de dados dos extensômetros há uma ponte de Wheatstone formada por três resistores e o extensômetro. Os outros três resistores da ponte de Wheatstone eram formados por resistores comerciais. Embora se tenha utilizados resistores de boa precisão, cujo valor é de $\pm 1\%$ ($3,5 \Omega$), este valor é bem maior que a precisão das resistências dos extensômetros das rosetas, que é de $\pm 1 \Omega$ em 350Ω ($0,29\%$). Esta diferença na precisão dos resistores causa um desbalanceamento na ponte de Wheatstone. Esta imprecisão foi corrigida colocando um resistor ajustável em um dos ramos da ponte. Outra maneira de corrigir esta causa do desbalanceamento da ponte seria construí-la com extensômetros de mesma resistência, o que é mais dispendioso. Há também a possibilidade de realizar as medidas de deformações pelo registro direto das variações da resistência do

extensômetro, sem a ponte de Wheatstone. Todavia esta opção se torna inviável quando se tem um grande número de extensômetros a ser monitorado. A extensometria de alta temperatura associada à estratificação térmica para estudar os carregamentos impostos à seção de teste e determinar o nível de dano induzido no material da tubulação é um ineditismo deste trabalho.

Foram realizados 41 experimentos de estratificação térmica o que foi suficiente para reduzir o limite de fadiga do aço em 7%. Esta quantidade de experimentos é bem pequena, considerando o número de eventos que ocorrem em uma central nuclear que possam causar escoamentos estratificados. Isto mostra que a estratificação térmica é um fenômeno que precisa ser observado com muitos cuidados na central nuclear. Por outro lado, mais estudos precisam ser realizados para melhor caracterizá-lo e, se possível, incluí-lo nos códigos de projeto de cálculo das centrais nucleares.

7 CONCLUSÕES

Os experimentos de estratificação térmica realizados na seção experimental induziram danos no material de sua tubulação. O limite de fadiga do material da tubulação reduziu em 7% em relação ao limite de fadiga médio do material virgem. Em relação ao limite de fadiga inferior do intervalo de confiança de 95% a redução foi de 10% e em relação ao limite superior do intervalo de confiança a redução foi de 3%. Os experimentos de estratificação térmica realizados causaram também a redução do módulo de elasticidade do material do tubo em torno de 15%.

Os espécimes retirados da porção inferior do tubo da seção de testes tiveram, em sua maioria, tempo de vida menor que os retirados de outras regiões do tubo.

O material da maioria dos espécimes retirados da porção inferior do tubo da seção de testes apresentou grão maior que o grão do material virgem.

Embora não seja um modelo em escala do bocal de injeção do gerador de vapor, a seção de testes projetada permitiu realizar 41 experimentos de estratificação térmica com os mesmos parâmetros hidrotérmicos do escoamento presente no bocal.

Pelos parâmetros hidrotérmicos medidos durante os experimentos de estratificação térmica pode verificar que a intensidade do fluxo estratificado tem influência direta da vazão de injeção de água fria.

Utilizando a metodologia numérica desenvolvida é possível realizar simulações numéricas transientes de tensões e deformações da seção de testes, porém ela precisa ser aprimorada para melhorar a precisão dos valores.

Os valores das tensões e deformações obtidas por simulações numéricas foram satisfatórios para alguns valores medidos e deficientes para outros.

Os carregamentos impostos à seção de testes por um aquecimento sem estratificação térmica são geralmente menores que aqueles impostos por carregamentos de estratificação térmica.

8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Seria importante quantificar os danos causados ao material da tubulação da seção de testes devidos a carregamentos de aquecimento e resfriamento sem estratificação, daqueles causados pelos carregamentos devidos à estratificação térmica. Para realizar este trabalho é necessário submeter uma seção de testes a carregamentos de aquecimentos e resfriamentos sem a presença de estratificação e outra a carregamentos devidos a eventos de estratificação térmica, seções de testes feitas do mesmo material.

Embora tenham ocorrido muitas falhas em tubulações por fadiga térmica, causada pelo fenômeno da estratificação térmica, não se sabe quantos eventos levam à falha da tubulação. Para se quantificar estes eventos seria necessário realizar experimentos de estratificação térmica até a falha da tubulação.

As respostas da seção de testes aos carregamentos de estratificação térmica, obtidas por simulações numéricas, podem ser agilizadas e melhoradas se os carregamentos de estratificação forem inseridos automaticamente no código de simulação numérica. Isto pode ser conseguido acoplando o sistema de coleta e tratamento de dados ao código de simulação das respostas.

9 BIBLIOGRAFIA

ABREU, JOSUÉ. Criação de aplicativo para coleta de dados de temperaturas, pressão, vazão e nível utilizando o código Quick Basic. Belo Horizonte, MG, 2004.

ASME, THE *American society of mechanical engineers*, Three Park Avenue, New York, NY, 10016-5990, 2004.

ASTM E466-96, *Standard practice for conducting force controlled constant amplitude axial fatigue tests of metallic materials*, West Conshohocken, PA, 1996.

AVRIL, JEAN, *Encyclopedie vishay d'analyse des contraintes – Vishay Micromesures*, 98 Boulevard Gabriel Peri, 92240 Malakoff, Paris, 1974.

BOROS, I. E ASZÓDI, A. Analysis of thermal stratification in the primary circuit of a VVER-440 reactor with the CFX code, *Nuclear Engineering and Design*, 453-459, 2008.

BACKER, F.; SCHOSS, V. e MOUSSNER, G. Investigation on the Evaluation of the Residual Lifetime in Austenitic Stainless Steel. *Nuclear Engineering and Design*, v. 206, p. 201-219, 2002.

BAIK, S. J.; IM, I. Y. e RO, T. S. Thermal stratification in the surge line of the Korean next generation reactor. NUCLEAR ENERGY AGENCY, COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS. Paris, June 8-10, 1998.

BIENIUSSA, K. W. e RECK, H. – Piping Specific Analysis of Stress Due To Thermal Stratification. *Nuclear Engineering and Design*, v. 190, p. 239-249, 1999.

BUSH, S. H. Failure Mechanics in Nuclear Power Plant Piping Systems. *Transactions of the ASME*, v. 114, p. 389-395, November 1992.

CÂNDIDO, MARCOS A. Criação do aplicativo de aquisição de dados de extensômetros utilizando o código Visidaq, Belo Horizonte, MG, 2008.

CHELLAPANDI, P.; VELUSAMY, K.; BISWAS, A.; RAMA, R.; BHOJE, S. B.; VAIDYANATHAN, G. e CHETAL, S. C. Thermal hydraulics and thermo mechanical

analysis of thermal striping in a mixing tee-junction of secondary sodium circuit of PHÉNIX reactor. Indira Gandhi Centre for Atomic Research. India.

COLINS, J. A. *Failure of materials in mechanical design: analysis, prediction, prevention*. 2nd Edition. John Wiley & Sons. New York, 1993.

COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS. Safety assessment of primary coolant unisolable leak incidents caused by stress cycling. IPSN-GRS Joint Report. NUCLEAR ENERGY AGENCY, COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS. Paris, June 8-10, 1998.

CONSTANTINESCU, A.; CHARKALUK, E.; LEIDERER, G. e VERGER, L. A Computational approach to thermo mechanical fatigue. *International Journal of Fatigue*, p. 1-14, 2004.

Da COSTA, Antonio C. L. Notas de aulas de Incerteza das Medições, Belo Horizonte, MG, 2009.

Da SILVA, L. L.; PALMA, E. S. E MANSUR, T. R. Fadiga Térmica em Tubulações Provocada pelo Fenômeno da Estratificação Térmica. *International Nuclear Atlantic Conference - INAC 2005*, Santos, SP, Brasil, 28 de Agosto a 2 de Setembro, 2005.

DEARDORFF, A. Thermal fatigue management in RCS un-isolable piping. *Structural Integrity Associate*. FATIGUE PRO USER'S GROUP MEETING. February 2-3, Denver, CO. 2004.

ENSEL, C.; COLAS, A. e BARTHEZ, M. Stress analysis of a 900 MW pressurizer surge line including stratification effects. *Nuclear Engineering Design*, v. 153, p. 197-203, 1995.

FERRARI, L. D. B.; AMARAL, J. A. R. e FRANCISCO, S. Avaliação de efeitos de estratificação térmica em equipamentos de usinas nucleares. CONFERÊNCIA INTERNACIONAL SOBRE AVALIAÇÃO DE INTEGRIDADE E EXTENSÃO DE VIDA DE EQUIPAMENTOS INDUSTRIAIS. NUCLEN, Pouso Alto, MG, 1993.

FURTADO, E. P. *Avaliação de fadiga através da análise termoelástica bidimensional usando o método dos elementos de contorno*. Tese – Universidade do Rio de Janeiro – COPPE, Rio de Janeiro, novembro, 2002.

GOLEMBIEWSKI, H. J.; KLEINÖDER, W. e HOCH, G. Experience made in continuous long-term monitoring of thermal stratification processes and their implications on material fatigue, NUCLEAR ENERGY AGENCY, COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS. Paris, June 8-10, 1998.

GUYETTE, M. e SMET, M. Thermo-mechanical analysis methods for the conception and the follow up of components subjected to thermo stratification transients. NUCLEAR ENERGY AGENCY, COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS. Paris, June 8-10, 1998.

Holman, J. P., *Experimental Methods for Engineers*, 7th Edition, McGraw Hill, New York, 2001.

HU, L.-W. e KAZIMI, M. S. A simplified method for determination of high cycle thermal fluctuations caused by thermal striping. PROCEEDINGS OF ICAPP'04. Pittsburg, PA USA, June 13-17, 2004.

HU, L.-W. e KAZIMI, M. S. LES benchmark study of high cycle temperature fluctuations caused by thermal striping in a mixing tee. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, Massachusetts Institute of Technology, 77 Massachusetts, Ave., Cambridge, MA 02139, USA, v. 27 p. 54–64, 2006.

HUNGER, H. Experimental investigation of a flawed pipe system loaded with temperature stratification and pressure. SMiRT 12, *Elsevier Science Publishers*, 1993.

HYTÖNEN, Y. Two leakages induced by thermal stratification at Loviisa power plant. NUCLEAR ENERGY AGENCY, COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS, Paris, June 8-10, 1998.

IAEA- FOR NUCLEAR ELECTRICITY PRODUCTION & PERCENTAGE OF ELECTRICITY. www.iaea.org Sources: Reactor data: WNA to 1/2/09 (% e) 5/08, WNA: Global Nuclear Fuel Market (reference scenario) - for U.

JO, J., KIM C., e CHOI, S. K. Numerical analysis of thermal stratification in circular pipe. *Journal of Pressure Vessel and Technology – Transactions of the ASME*, November 2001, v. 123, p. 517-524.

JONES, I. S. Small edge crack in a semi-infinite solid subjected to thermal stratification. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, v. 39, p. 7-21, 2003.

KHALEEL, M. A. e SIMONEN, F. A. Effect of through-wall stress gradient on piping failures and probabilities. *Nuclear Engineering and Design*, 2000, v. 197 p. 89-106.

KIM, S. N., KIM, C. H., YOUN, B. S. E YUM, H. K. Experiments on thermal stratification in inlet nozzle of steam generator, *Journal of Mechanical Science and Technology*, 654-663, 2007.

KLIENÖDER, W.; SCHÖN, G.; HORVATH, S. e KALMANCAI, F. Implementation of a fatigue monitoring system in Mochove Unit 1 and 2 – first results. NUCLEAR ENERGY IN CENTRAL EUROPE 2001. Portorož, September 10-13, 2001.

KWEON, H. D., KIM, J. S. E LEE, K. Y. Fatigue design of nuclear class 1 piping considering thermal stratification, *Nuclear Engineering and Design*, 1265-1274, 2007.

LEE, H.-Y.; KIM, J.-B. e YOO, B. Assessment of fatigue and fracture on a tee-junction of LMFBR piping under thermal striping phenomenon. *Journal of the Korean Nuclear Society*, v. 31, Number 31, p. 267-275, June 1999.

LEE, J. B. e SONG, J. H. A study on the behavior of a crack located at the striping zone in a thermally stratified pipe. *Nuclear Engineering and Design*, v. 143, p. 229-237, 1993.

LEE, Y. S.; HWANG, H. S.; e STRAUCH, P. L. Thermal stress analysis of axially symmetric structures under thermal stratification condition. *Pressure Vessel and Piping*, v. 335, ASME, 1996.

LEE, J. I.; SAHA, P. e KAZIMI, M. S. A parametric study of high cycle thermal fatigue caused by thermal striping. PROCEEDINGS OF ICAPP '04. Pittsburgh, PA USA, June 13-17, 2004, Paper 4104

LELE, H. G.; GUPTA S. K.; KUSHAWHA, H. S.; RAJ e VENKAT V. Modeling of thermal and flow stratification for reactor pressure vessel pressurized thermal shock. *Nuclear Engineering and Design*, v. 212, p. 75-84, 2002.

LIU, T. H. e CRANFORD, E. L. An investigation of thermal stress ranges under stratification loadings. *Journal of Pressure Vessel Technology – Transactions of the ASME*, v. 113, p. 326-331, May 1991.

MANESCHY, E. Fadiga em componentes de plantas nucleares. Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear, Belo Horizonte, dezembro de 2001.

MANESCHY, E. e SUANO, R. Fatigue evaluation in piping caused by thermal stratification. UERJ, Rio de Janeiro, 2000.

MANSUR, T. R. *Avaliação e Desenvolvimento de Modelos de Determinação de Acúmulo de Danos por Fadiga em um Aço Estrutural*. Tese de Doutorado. Belo Horizonte, dezembro 2003.

MANSUR, T. R. Notas de aulas de extensometria e correção das deformações. Belo Horizonte, MG, 2008.

MASSON, J. C. e STÉPHAN, J. M. Fatigue induced by thermal stratification, results of tests and calculations of the COUFAST model. NUCLEAR ENERGY AGENCY, COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS. Paris, June 8-10, 1998.

MEROLA, M. Normative issues in thermal fatigue design of nuclear components. *Nuclear Engineering Design*, p. 351-361, 1995.

MESHII, T., SHIBATA, K. e WATANABE, K. Simplified method to evaluate upper limit stress intensity factor range of an inner-surface circumferential crack under steady state thermal striping. *Nuclear engineering and Design*, 2005.

METZNER, K.-J.; KAHLISCH, W.; KORING, R. e MEYER, V. Grohnde nuclear power plant (KWG), Germany pressurizer spray line system, long-term surveillance issues. NUCLEAR ENERGY AGENCY COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS. Paris, June 8-10, 1998.

MIKSCH, M.; LENZ, E.; e LÖHBERG R. Loading conditions in horizontal feed water pipes of LWRs influenced by thermal shock and thermal stratification effects. *Nuclear Engineering and Design*. p. 179-187, 1985.

NAKAMORI, N.; HANZAWA, K.; OKETANI, K.; UENO, T.; KASAHARA, J. e SHIGEKI S. Research on thermal stratification in unisolable piping of reactor coolant pressure boundary. NUCLEAR ENERGY AGENCY COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS. Paris, June 8-10, 1998.

NAVARRO, G. Determination of the thermal loads affecting the auxiliary lines of the reactor coolant system in French PWR plants. NUCLEAR ENERGY AGENCY, COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS. Paris, June 8-10, 1998.

NRC Bulletin 88-08: Thermal stresses in piping connected to reactor coolant systems. June 22, 1988.

NRC Bulletin 88 – 11: Pressurizer surge line thermal stratification. December 20, 1988.

Nurkkala, P. Projeto da seção experimental de estratificação térmica do CDTN. Trabalho de consultoria prestado no período de 08 a 19 de setembro de 1997. Belo Horizonte MG, 1997.

PANDO, D.; ÁLVAREZ, J. A. e GORROCHATEGUI, I. On the use of a monitoring system for fatigue usage calculation. *Engineering Failure Analysis*, 2004.

PIRSON, J. e ROUSSEL, G. Emergency core cooling system pipe crack incident at Tihange Unit I plant. NUCLEAR ENERGY AGENCY, COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS, Paris, June 8-10, 1998.

POUSSIN, C. e HOLCBLAT, A. Framatome antistratification device for steam generator feedwater nozzle: effectiveness, qualification test, and on-site measurements. *Heat Transfer and Fluid Flow*, October, 3, 1995.

REZENDE, H. C. *Estudo Experimental do Escoamento Monofásico Termicamente Estratificado em Condições que Ocorrem em um Reator a Água Pressurizada*. Projeto de Tese, Belo Horizonte, 27 de março de 2000.

REZENDE, H. C.; NAVARRO, M. A. e SANTOS, A. A. C. Thermal stratification in nuclear reactor piping system. 13TH INTERNATIONAL HEAT TRANSFER CONFERENCE. Sydney, Australia, 2006.

SAUER, G. Simple formulae for the approximate of the computation of axial stresses in pipes due to thermal stratification. *International Journal of Pressure Vessel & Piping*. v. 69, p. 213-223, 1996.

SCALDAFERRI, DENIS H. B. Notas de aulas de extnesometria e viga de isoflexão. Belo Horizonte, MG, 2008.

SCHIMPFKE, T.; GREBNER, H. e SIEVERS, J. Analysis methods for structure reliability of piping components. GESELLSCHAFT FÜR ANLAGEN UND REAKTORSICHERHEIT (GRS) mbH, 30th IVIPA, Seminar in conjunction with the 9th German-Japanese Seminar. Stuttgart, October 6 and 7, 2004.

SHIRAHAMA, S. Failure to the residual heat removal suction line pipe in Genkai Unit I caused by thermal stratification cycling. NUCLEAR ENERGY AGENCY COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS. Paris, June 8-10, 1998.

SHÜMANN, D. Thermal stratification in small pipes with respect to fatigue effects and so-called banana effect. NUCLEAR ENERGY AGENCY, COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS. Paris, June 8-10, 1998.

SMET, M. e GUYETTE, M. Expected and surprising thermal stratification phenomena observed in the Belgian PWR feed water system. NUCLEAR ENERGY AGENCY, COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS. Paris, June 8-10, 1998.

SONNENBURG, H. G. Thermal stratification in horizontal pipes investigated in UPTF-TRAM and HDR facilities. NUCLEAR ENERGY AGENCY, COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS. Paris, June 8-10, 1998.

STRAIN GAUGES NOTES.DOC. <http://www.hw.ac.uk/mecWWW/courses/d>, 2004.

STRAUCH, P. L. e R. BALTUS. Isolation valve leakage: an overview of U. S. methods for evaluation and mitigation. NUCLEAR ENERGY AGENCY, COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS. Paris, June 8-10, 1998.

SUN, J. G.; SHEN, Y. H. e SHA, W. T. Analysis of flow stratification in the surge line of the Comanche Peak reactor. Argonne National Laboratory, Argonne, Illinois, USA. April 1991. (NUREG/CR – 5456, ANL – 91/6)

TALJA, A.; e HANSJOSTEN E. Stress in a horizontal pipe line due to thermal stratification. KFK/PHDR Nuclear Research Centre, Karlsruhe, July 1988.

TAYLOR, N. G.; O'DONNELL, M.; HURST, R. C. e GANDOSSO, L. Laboratory simulation of thermal fatigue cracking as a basis for verifying lifing models. NEA/CSNI/R (98)8, Paris, France, 8-10, June, 1998.

UHLMANN, D.; DIEM, H.; HUNGER, H. Untersuchung zum zyklischen Rißwachstum eines Umfangsrisse in einem geraden Rohrabschnitt DN 425 bei langsam wechselnder Biegelast und periodisch wiederholter thermischer Schichtung. Kernforschungszentrum Karlsruhe, Karlsruhe, Alemanha, 15. Statusbericht PHDR, v. 04, p. 371 – 408, December 1991.

WACHS, D. M.; REYES JR. J. N.; e DAVIS, L. R. A Study of thermal stratification in the cold legs during the sub cooled blow down phase of a loss of coolant accident in the OSU APEX thermal hydraulic testing facility. AMERICAN SOCIETY WINTER MEETING. Washington, D. C. November, 15-19, 1998.

WAGNER, W. E KRUSE, A., *Properties of water and Steam*, Berlin, Springer-Verlag, 1998.

WARE, A. G. e SHAH, V. N. Fatigue monitoring in nuclear power plants. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION. Idaho Falls, 1995.

(JACK)WARE, A. J. *RCS degradations mechanisms (1) thermal fatigue*, CDTN-CNEN, Belo Horizonte, Brasil, February, 2003.

WHITE, F. M. *Mecânica dos fluidos*, 4ª Edição, McGraw Hill, RJ, 2002.

YOON, K. S.; KIM, S. H.; CHOI, T. S. e PARK, S. H. Piping analysis methods of a PWR surge line for stratified flow. NUCLEAR ENERGY AGENCY, COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS. Paris, June 8-10, 1998.

ZAMPRONA S/A AÇO COM INTELIGÊNCIA. www.zamproгна.com.br. 2009

ZDAREK, J. e SIMA, J. The thermal stratification effects on surge lines, the VVER estimation. NUCLEAR ENERGY AGENCY, COMMITTEE ON THE SAFETY OF NUCLEAR INSTALLATIONS, Paris, June 8-10, 1998.

ŻUCHOWSKI, R. Analysis of the thermal fatigue process. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 106 p. 167-172, 2000.

Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)