



USO DE EXTENSÔMETROS PARA ALTAS TEMPERATURAS NA ESTIMATIVA DE  
VIDA RESIDUAL - MONITORAÇÃO EM TEMPO REAL DAS DEFORMAÇÕES DE  
TUBULAÇÕES EM USINAS DE GERAÇÃO TÉRMICA

Fernanda Figueiredo Martins dos Santos

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica e de Materiais, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Metalúrgica e de Materiais.

Orientador(es): Luiz Henrique de Almeida

Heloisa Cunha Furtado

Rio de Janeiro

Julho de 2011

USO DE EXTENSÔMETROS PARA ALTAS TEMPERATURAS NA ESTIMATIVA DE  
VIDA RESIDUAL - MONITORAÇÃO EM TEMPO REAL DAS DEFORMAÇÕES DE  
TUBULAÇÕES EM USINAS DE GERAÇÃO TÉRMICA

Fernanda Figueiredo Martins dos Santos

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ  
COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE) DA  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS  
NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM  
ENGENHARIA METALÚRGICA E DE MATERIAIS.

Examinada por:

---

Prof. Luiz Henrique de Almeida, D.Sc.

---

Eng. Heloisa Cunha Furtado, D.Sc.

---

Prof. André Luis Pinto, D.Sc.

---

Prof. Tito Luiz da Silveira, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL  
JULHO DE 2011

Santos, Fernanda Figueiredo Martins dos

Uso de Extensômetros para Altas Temperaturas na Estimativa de Vida Residual – Monitoração em Tempo Real das Deformações de Tubulações em Usinas de Geração Térmica/ Fernanda Figueiredo Martins dos Santos. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2011.

IX, 102 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Luiz Henrique de Almeida

Heloisa Cunha Furtado

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, 2011.

Referências Bibliográficas: p. 96-102.

1. Usinas de Geração. 2. Extensometria em altas temperaturas. 3. Vida Residual. I. Almeida, Luiz Henrique de, *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais. III. Título.

*Dedico este trabalho à minha tão amada família, que sempre me apoiou. Aos meus pais, Ricardo e Cristina, fontes de alegria, carinho e incentivo. Ao meu irmão, Leonardo, pelo apoio e companheirismo. Ao meu marido Leonardo, meu amor para vida inteira. A DEUS, pela maravilhosa vida que tenho.*

## AGRADECIMENTOS

Ao amigo e orientador Luiz Henrique de Almeida, pelo apoio e orientação.

A amiga Heloisa Cunha Furtado, pela valiosa ajuda, orientação e por acreditar neste trabalho.

Ao amigo Bruno Reis Cardoso, pela grande ajuda no desenvolvimento deste estudo. E principalmente por sua (constante) empolgação por absolutamente tudo.

Ao amigo e compadre Wagner Ferreira Lima pelo apoio e especialmente por sua amizade.

Aos amigos Miguel, Fred, José Martins, Antonio Carlos e Belchior (Bel) pela ajuda no desenvolvimento deste estudo.

Ao amigo Gláucio pelo companheirismo na fase de curso das disciplinas. A todos os colegas do Cepel que de alguma maneira contribuíram para o andamento deste estudo.

Aos meus grandes e queridos '*amigos engenheiros*' que sempre me apoiaram. É a mais pura verdade quando dizem que os amigos da faculdade são para vida inteira.

A TRACTEBEL Energia por ter cedido o material utilizado deste estudo

A Eletrobrás Cepel, pelo apoio laboratorial e institucional para realização deste trabalho.

Aos professores do DEMM/PEMM/COPPE pelos valiosos ensinamentos.

A DEUS, pela oportunidade de viver, aprender, errar, acertar e seguir em frente.

Obrigado.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

USO DE EXTENSÔMETROS PARA ALTAS TEMPERATURAS NA ESTIMATIVA DE VIDA RESIDUAL – MONITORAÇÃO EM TEMPO REAL DAS DEFORMAÇÕES DE TUBULAÇÕES EM USINAS DE GERAÇÃO TÉRMICA

Fernanda Figueiredo Martins dos Santos

Julho/2011

Orientadores: Luiz Henrique de Almeida

Heloisa Cunha Furtado

Programa: Engenharia Metalúrgica e de Materiais

As condições de operação de uma planta de geração de energia térmica comprometem a integridade estrutural dos materiais utilizados devido a inúmeros mecanismos de degradação, dentre eles, a fluência. A avaliação do dano por fluência e sua correlação com a vida remanescente do componente são essenciais para garantia de uma operação contínua e segura da planta e seus componentes. Neste trabalho, estudou-se o comportamento de extensômetros especiais para aplicação em elevadas temperaturas na avaliação do comportamento em fluência do aço 2,25Cr-1Mo. Para isso, três modelos de sensores foram testados através de ensaios laboratoriais. Os resultados apontaram o extensômetro resistivo encapsulado como o mais adequado, e o mesmo foi submetido a uma bateria de ensaios de fluência de longa duração. Os resultados mostraram que a eficácia das medições do sensor é dependente de sua posição em relação ao ponto de estrição e ruptura do corpo de prova. O mesmo extensômetro fez parte de um sistema de monitoração e avaliação de vida remanescente instalado em duas linhas de vapor de uma caldeira termelétrica. Os dados monitorados foram armazenados e processados através do programa MONITERMO, desenvolvido neste estudo. O programa calcula a vida residual do componente utilizando uma metodologia matemática que associa as taxas de deformação à sua vida remanescente, através da relação de Monkman e Grant. Os resultados mostraram que, apesar da monitoração de deformações ser um método bastante indicado na literatura para avaliação de vida residual, o elevado grau de dificuldade em se obter de maneira confiável valores de taxa de deformação por fluência, principalmente devido à operação em regime cíclico, caso da usina em estudo, torna essa metodologia bastante limitada.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

HIGH TEMPERATURE STRAIN GAGES USES FOR RESIDUAL LIFE PREDICTION –  
THERMAL POWER PLANTS ON-LINE STRAIN MONITORING

Fernanda Figueiredo Martins dos Santos

July/2011

Advisors: Luiz Henrique de Almeida  
Heloisa Cunha Furtado.

Department: Metallurgical and Materials Engineering

The operating conditions of a power plant affect the structural integrity of materials due to many degradation mechanisms, among which the creep. The assessment of creep damage and its correlation with the remaining life of components are essential for ensuring a continued safe operation of the plant and components. The behavior of special high temperature strain gages in the evaluation of creep behavior of 2,25Cr-1Mo steel was studied. Three types of sensors were tested by laboratory tests. The results showed encapsulated resistive strain gage as the most appropriate, and it was underwent a group of long term creep tests. The results showed that the strain gage measurements effectiveness is dependent on its position relative to the point of the specimen necking and rupture. The same strain gage was part of a monitoring system and remaining life evaluation in two power plant pipelines. The monitored data were stored and processed through the MONITERMO software developed in this study. This program calculates the residual life of the component using a mathematical methodology that combines the strain rates to its remaining life through Monkman and Grant relationship. The results showed that despite the strain monitoring to be a method well suited in the for residual life evaluation, the high degree of difficulty in obtaining reliably values of creep strain rate, mainly due to cyclic operation, makes this methodology very limited.

## ÍNDICE

<b>1. INTRODUÇÃO</b>	<b>1</b>
<b>2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	<b>5</b>
<b>2.1 Fluência</b>	<b>5</b>
2.1.1 <i>Conceitos básicos</i>	5
2.1.2 <i>Taxa de fluência</i>	9
2.1.3 <i>Métodos de Extrapolação de Dados de Fluência</i>	12
2.1.3.1 <i>Métodos de extrapolação a partir da taxa de fluência</i>	13
2.1.3.2 <i>Métodos paramétricos de extrapolação</i>	17
2.1.4 <i>Dano acumulado sob fluência</i>	21
<b>2.2 Aços Cr-Mo</b>	<b>22</b>
<b>2.3 Extensometria</b>	<b>25</b>
2.3.1 <i>Extensômetro elétrico de resistência</i>	25
2.3.1.1 <i>Histórico</i>	26
2.3.1.2 <i>Princípios de Funcionamento</i>	27
2.3.1.3 <i>Ponte de Wheatstone</i>	30
2.3.1.4 <i>Extensometria em elevadas temperaturas</i>	33
2.3.2 <i>Extensômetro Capacitivo</i>	35
<b>2.4 Monitoração e Diagnóstico</b>	<b>36</b>
2.4.1 <i>Monitoração de deformações</i>	38
<b>3. METODOLOGIA</b>	<b>40</b>
<b>3.1 Material</b>	<b>40</b>
3.1.1 <i>Corpos de prova utilizados</i>	42
<b>3.2 Extensômetros utilizados</b>	<b>45</b>
3.2.1 <i>Extensômetro resistivo KYOWA KHCM 10-120-G15-11-C2M</i>	45
3.2.2 <i>Extensômetro resistivo HPI HBWAH 12-250-X-2CB875</i>	46
3.2.3 <i>Extensômetro capacitivo SJB</i>	47
3.2.4 <i>Soldagem dos extensômetros</i>	48
<b>3.3 Ensaios preliminares com os extensômetros</b>	<b>49</b>
3.3.1 <i>Ensaios de carregamento em tração a temperatura ambiente</i>	50
3.3.2 <i>Ensaios de fluência de curta duração</i>	50
<b>3.4 Ensaios de fluência de longa duração</b>	<b>51</b>
3.4.1 <i>Leitura e aquisição dos dados</i>	52
<b>3.5 Monitoração em campo da deformação por fluência</b>	<b>53</b>
3.5.1 <i>Modelagem geométrica das linhas de vapor</i>	54
3.5.2 <i>Análise em elementos finitos</i>	56
3.5.3 <i>Instalação dos extensômetros</i>	61
3.5.4 <i>Programa MONITERMO</i>	62
3.5.4.1 <i>Processamento dos dados monitorados</i>	63
<b>4. RESULTADOS E DISCUSSÃO</b>	<b>66</b>
<b>4.1 Ensaios preliminares com os extensômetros</b>	<b>66</b>



4.1.2 Ensaio carregamento em de tração	66
4.1.2 Ensaio de fluência de curta duração	68
<b>4.2 Ensaio de fluência de longa duração</b>	<b>72</b>
4.2.1 Análise dos resultados através dos métodos de extrapolação	78
<b>4.3 Monitoração em campo da deformação por fluência</b>	<b>87</b>
4.3.1 Estimativa de vida e análise do dano por fluência	91
<b>5. CONCLUSÕES</b>	<b>94</b>
<b>6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b>	<b>96</b>

## 1. INTRODUÇÃO

As plantas térmicas e refinarias do mundo estão envelhecendo e seus componentes e tubulações têm vida finita devido à prolongada exposição a elevadas temperaturas, tensões e ambientes agressivos. Com o crescimento da eficiência térmica requerida, as pressões e temperaturas de operação estão aumentando, resultando em maior taxa de degradação dos materiais empregados. O tempo de vida, a operação em regime cíclico e as normas de segurança tornam imperativa a realização de avaliações de integridade nestas usinas, objetivando a análise dos seus componentes de forma a garantir a continuidade de uma operação segura e recomendar reparos e modificações que permitam a retomada da operação por um período pré-determinado ou a extensão da vida útil da usina.

As condições de operação de uma planta de geração de energia térmica comprometem a integridade estrutural dos materiais utilizados devido aos inúmeros mecanismos de degradação a que estão sujeitos como, deterioração por hidrogênio, fadiga, fadiga térmica, esferoidização, grafitização, corrosão e fluência. A fluência envolve deformação dependente da tensão, do tempo e da temperatura. Os principais danos que ocorrem durante esse processo consistem em variações microestruturais, rearranjo de discordâncias e o desenvolvimento de vazios e micro-trincas nos contornos de grão, podendo levar o componente à fratura. Essas modificações são interpretadas como danos de fluência e sua taxa de acúmulo depende do histórico de carregamento, da temperatura e da microestrutura original do material.

A avaliação do dano por fluência e sua correlação com a vida remanescente do componente são, portanto, essenciais para elaboração de um plano de inspeção de integridade estrutural de plantas térmicas. Ao se estabelecer com maior precisão a vida residual de componentes fundamentais nas usinas de geração térmica e em plantas petroquímicas, obtém-se como retorno a redução dos custos de manutenção e inspeção, maior segurança de operação, planejamento para substituição de equipamentos e a extensão da vida das unidades geradoras.

Para tal finalidade, faz-se uso principalmente de ensaios não destrutivos, que têm por objetivos determinar o estágio atual do dano, avaliar a taxa de acúmulo de novos danos e

identificar os pontos ou componentes susceptíveis a falha. Existem diversas técnicas não destrutivas utilizadas para avaliação do dano por fluência: técnicas magnéticas, réplicas metalográficas, técnicas de espalhamento de nêutrons à baixo ângulo e monitoração da deformação em campo (PARKER, 2007, RAJ *et al*, 2003).

A monitoração de deformações em elevadas temperaturas, assunto principal deste estudo, tem se tornado um método não destrutivo bastante atrativo para avaliação de vida remanescente. Para isto, utilizam-se como instrumento de medição de deformação os extensômetros (*strain gages*). Os extensômetros elétricos são dispositivos que transformam pequenas variações nas dimensões equivalentes em alterações equivalentes em sua capacitância ou resistência elétrica. Segundo a literatura (BAUMANN e SCHULZ, 1991), para medidas de deformação local em componentes submetidos a elevadas tensões térmicas e mecânicas, dois tipos de extensômetros estão disponíveis: resistivo encapsulado e capacitivo. Para adequada seleção de um determinado tipo de extensômetro, diversas condições de contorno devem ser consideradas. Os principais critérios de seleção são: a temperatura máxima de aplicação, o tempo de medição e condições ambientais.

De acordo com a resposta dos extensômetros – o acúmulo de deformações com o tempo ou a taxa de deformação por fluência – é possível estimar curvas de fluências para diversos níveis de tensão. A análise destes dados nos permite a avaliação do tempo de ruptura da vida remanescente do material.

Alguns métodos paramétricos para extrapolação dos dados da taxa de fluência foram desenvolvidos e são aplicados com sucesso. A maioria dos métodos paramétricos baseia-se em dados de pressão e temperatura. Entretanto, MONKMAN-GRANT (1956) sugeriram uma relação linear entre o tempo de ruptura e a taxa mínima de deformação por fluência:

$$\dot{\epsilon}_{\min} t_r^m = \text{constante} \quad (1.1)$$

Essa relação é muito utilizada por ser método de extrapolação relativamente simples, já que a taxa mínima de deformação por fluência pode ser obtida em testes laboratoriais.

Apesar de alguns trabalhos da literatura afirmarem que é possível a utilização de extensômetros para monitoração em campo de componentes em altas temperaturas (PARKER, 2007, BAUMANN e SCHULZ, 1991), nenhum destes estudos apresenta resultados reais de campo e análise destes resultados no que diz respeito à avaliação do tempo de ruptura e, conseqüentemente, da vida remanescente do material.

Os objetivos deste trabalho são estudar e avaliar o uso de extensômetros elétricos para alta temperatura sob condições de fluência e desenvolver um procedimento de avaliação de vida residual em campo, baseado no modelo de MONKMAN-GRANT (1956), através da determinação confiável da taxa mínima de fluência.

Para tal, três modelos de extensômetros para utilização em elevadas temperaturas foram testados: dois resistivos e um capacitivo. Os testes envolveram ensaios mecânicos de tração e fluência, cujo objetivo foi analisar e comparar o comportamento dos sensores avaliados.

Por apresentar os melhores resultados, o extensômetro da KYOWA foi submetido a uma bateria de ensaios acelerados de fluência, em diferentes condições de temperatura e pressão. O estudo foi desenvolvido com um aço já consagrado e largamente utilizado no Brasil e no mundo, o aço 2,25Cr-1Mo, cuja maior aplicação é em componentes que operam em altas temperaturas, como coletores, tubos e vasos de pressão para plantas geradoras de energia elétricas e refinarias. Os resultados da monitoração dos extensômetros foram confrontados com os obtidos pelo LVDT (*Linear Variable Differential Transformer*) da máquina de fluência.

Paralelamente aos ensaios em laboratório, estes extensômetros foram instalados em duas linhas de vapor de uma usina de geração térmica. Esta etapa do trabalho teve por objetivo avaliar o comportamento dos sensores em condições reais de serviço, tanto em sua integridade física como sua estabilidade de medidas. Equivalente aos resultados obtidos em laboratório, os resultados de campo foram utilizados na metodologia desenvolvida para determinação da vida residual do componente. A monitoração e coleta dos dados foram realizadas por um *software* desenvolvido neste trabalho – o MONITERMO. Esse sistema é formado pela integração do conjunto de *hardware* e *software* que atuam na aquisição e no tratamento de dados e, fornece aos usuários as

informações coletadas e processadas. Baseado nos dados de deformação, temperatura e pressão monitorados, o *software* calcula a vida remanescente do material com base em métodos paramétricos definidos.

O presente estudo discute aspectos relacionados à metodologia empregada, principalmente no que diz respeito à confiabilidade dos dados fornecidos pelos extensômetros e o emprego dos mesmos como uma ferramenta de avaliação de integridade de componentes de caldeiras termelétricas.

Os resultados mostraram que, apesar de limitada, a utilização de extensômetros em ensaios de fluência resulta em uma determinação mais precisa da taxa mínima de fluência, em comparação ao LVDT da própria máquina. Os valores do tempo de ruptura, calculados pela relação de MONKMAN e GRANT (1956), são bem próximos aos valores reais dos ensaios realizado.

No campo, o extensômetro respondeu bem aos muitos ciclos de partidas e paradas da caldeira analisada. Os resultados mostraram que o principal mecanismo de degradação atuante é a fadiga termomecânica. A análise de vida remanescente por fluência, a partir dos dados medidos pelos sensores, indicou que deve ser implementado ao programa de monitoração um filtro de estado. Esse filtro tem por objetivo eliminar do cálculo os períodos transientes e garantir a análise apenas nos períodos em que a operação ocorrer em regime permanente, para o cálculo do dano por fluência.

## **2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

### **2.1 Fluência**

#### **2.1.1 Conceitos básicos**

O comportamento dos metais em alta temperatura está relacionado aos processos que envolvem o fenômeno de difusão, uma vez que a mobilidade atômica cresce rapidamente com a temperatura. Temperaturas elevadas aumentam a capacidade de movimentação de discordâncias e podem ativar outros mecanismos responsáveis pelo processo de deformação, como a possibilidade de operação de novos sistemas de deslizamento e a deformação localizada ao longo dos contornos de grãos, além dos mecanismos associados à difusão. As condições ambientais, a exemplos dos meios agressivos, tais como em refinarias e plantas de geração térmica, exercem uma forte influência na grande maioria dos metais e ligas, principalmente quando conjugadas com os processos que envolvem instabilidade metalúrgica, conduzindo o componente estrutural a uma possível falha de forma prematura.

Com frequência, os materiais são colocados em serviço a temperaturas elevadas e ficam expostos a tensões mecânicas estáticas. A deformação progressiva, dependente do tempo, de um material sob tensão ou carregamento constante é denominada de fluência. Esse fenômeno metalúrgico é de bastante interesse industrial, principalmente para as aplicações em que as temperaturas de serviço superam o valor da temperatura homóloga ( $0,5T_F$ , onde  $T_F$  é a temperatura absoluta de fusão de um metal ou liga). A fluência de materiais é conhecida há muitos anos. Provavelmente, as primeiras evidências modernas deste fenômeno foram observadas em telhados de prédios e em tubos confeccionados em chumbo que cediam e distorciam com o passar dos anos sob carregamento de projeto. Atualmente, projetos envolvendo fluência são parte integrante de vários códigos e normas utilizados em caldeiras e vasos de pressão, que operam sob temperaturas elevadas.

A fluência é caracterizada pela deformação plástica lenta e gradual se processando a uma taxa de deformação variável no tempo, que depende, não só da magnitude da

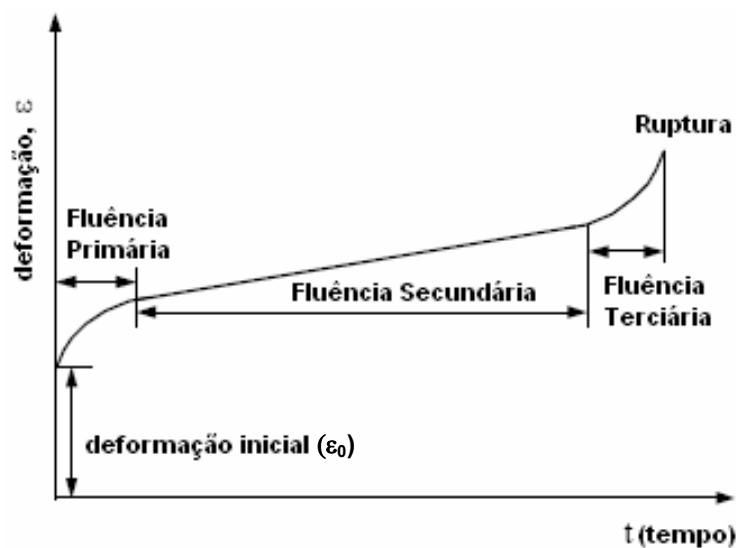
tensão aplicada, mas também da temperatura e do tempo. Microscopicamente, esse fenômeno é caracterizado pelo acúmulo de danos na estrutura dos materiais podendo levá-los à fratura, mesmo sob tensões muito abaixo do limite de escoamento.

Dados de fluência são de grande importância no projeto de componentes expostos a elevadas temperaturas de serviço e são essenciais na determinação de valores de tensões admissíveis de vasos de pressão, caldeiras e outros componentes. O código ASME, por exemplo, depende da disponibilidade de dados de fluência para fornecer os valores de tensões admissíveis (FURTADO *et al.*, 2005).

Como forma de avaliar o comportamento do material sob altas temperaturas, e calcular o tempo de vida em serviço de uma peça sob condições de fluência, são usados métodos de extrapolação de dados. Para isso, faz-se uso de ensaios acelerados de fluência, que consistem, na aplicação em um corpo de prova de um carregamento (ou tensão) constante, a uma temperatura constante, em condições mais severas que aquelas experimentadas em serviço, e assim determinar sua deformação em função do tempo. Estes ensaios podem ser de dois tipos: a carga constante e a tensão constante. A maioria dos ensaios é do tipo com carga constante, os quais fornecem informações para fins de engenharia, pois essa situação se aproxima mais das condições reais de serviço. O valor da tensão anunciado neste segundo tipo de ensaio é o valor da tensão inicial aplicada, já que, à medida que o corpo de prova se alonga e tem diminuída sua seção transversal, a tensão axial aumenta. Os ensaios com tensão constante são mais difíceis de serem executados e normalmente são empregados para proporcionar uma melhor compreensão dos mecanismos de deformação por fluência (ASM METAL HANDBOOK, 2000).

A Figura 2.1.1 mostra uma curva típica de fluência. Como pode ser observado, após a deformação instantânea  $\epsilon_0$ , a curva de fluência pode ser dividida em três estágios distintos, fato que corrobora uma importante característica citada anteriormente: esse fenômeno se processa a uma taxa de deformação variável no tempo. O primeiro estágio, ou fluência primária, é um período transiente, no qual a resistência do material à fluência aumenta, devido a sua própria deformação, e a taxa de fluência é decrescente. O segundo estágio, ou estágio estacionário, a taxa de fluência é essencialmente constante. A constância dessa taxa é explicada com base em um equilíbrio entre os mecanismos concorrentes de encruamento e recuperação. O valor médio da taxa de fluência durante

este estágio é denominado *taxa mínima de fluência*, que é um dos parâmetros mais importantes obtidos em um ensaio de fluência e comumente utilizado para caracterizar a resistência à fluência dos materiais e identificar o mecanismo de controle da fluência (ASM METAL HANDBOOK, 2000). O terceiro estágio ou fluência terciária, é marcado pela aceleração da taxa de fluência e, por fim, a ruptura. Esta etapa pode estar associada à instabilidade mecânica, tal como estrição do corpo de prova e/ou com o acúmulo de danos, tais como desenvolvimentos de vazios e microtrincas nos contornos de grãos, que eventualmente conduzem à fratura (BADESCHIA, 2003, PEREZ, 2005).



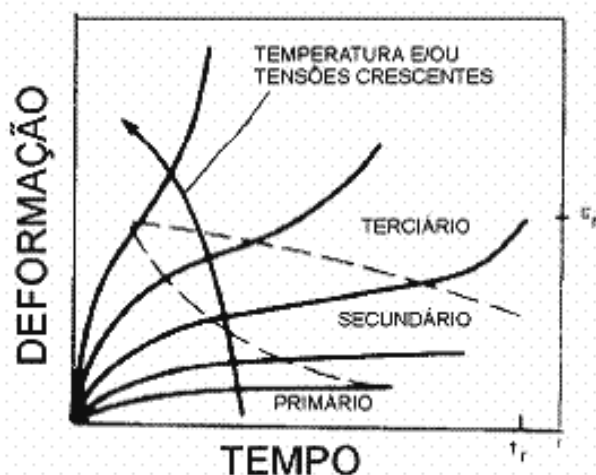
**Figura 2.1.1 – Figura esquemática da curva de deformação por fluência.**

A forma da curva de fluência é determinada por diversos mecanismos, que incluem encruamento, recuperação, recristalização e processos de danos tais como cavitação, surgimento de trincas e eventualmente estrição do corpo de prova (VISWANATHAN, 1989). Além disso, a magnitude dos três estágios pode variar sensivelmente com respeito à deformação e ao tempo para diferentes materiais e para um mesmo material em diferentes condições de tensão-temperatura. Com a diminuição da temperatura e da tensão por exemplo, os dois primeiros estágios ficam bem definidos, às expensas do estágio terciário. Para componentes em que a combinação de temperatura e carregamento levam a longos períodos de operação, superiores a 10 anos, como é o caso



das caldeiras de usinas termelétricas, o estágio primário é muito pequeno e o secundário representa a maior extensão da vida do componente (FURTADO, 2004).

A Figura 2.1.2 mostra o efeito da tensão e da temperatura no comportamento em fluência de um material. A análise desta figura deixa claro que uma curva de fluência com estágios bem definidos só é verificada para determinadas combinações de tensão e temperatura (VISWANATHAN, 1989, DIETER, 1981).



**Figura 2.1.2 – Ilustração esquemática da influência da tensão e da temperatura na forma da curva de fluência de um material (Adaptado de VISWANATHAN, 1989).**

Como já mencionado anteriormente, a mobilidade dos átomos cresce rapidamente com a temperatura. Assim, os processos controlados por difusão exercem um efeito muito significativo sobre as propriedades mecânicas de materiais sob elevadas temperaturas. Os principais efeitos que os metais sofrem quando submetidos a altas temperaturas são: maior mobilidade das discordâncias, aumento da concentração de lacunas, ativação de novos mecanismos de deslizamento e a deformação nos contornos de grãos (DIETER, 1981).

Microscopicamente, os mecanismos de deformação por fluência podem ser divididos principalmente em dois fenômenos distintos que dependem das propriedades intrínsecas do material, do tamanho de grão, da temperatura e do estado de tensões reinante (FURTADO, 2004, ASM METAL HANDBOOK, 2000, RAJENDRAN, 2008). Em tensões

elevadas (razão entre a tensão normal e o módulo de cisalhamento menor que 0,01), ocorre a fluência por *movimentação de discordâncias*, mecanismo no qual as discordâncias superam barreiras, tal como outras discordâncias, precipitados e átomos solutos, por processos termicamente ativados. Sob tensões relativamente baixas (razão entre a tensão normal e módulo de cisalhamento menor que 0,0001) e altas temperaturas, a fluência ocorre por *difusão*. Esse mecanismo envolve fluxo de lacunas e átomos intersticiais através dos materiais, sob influência da tensão aplicada. Esse fluxo pode ocorrer através dos contornos de grão (mecanismo de fluência de Coble) ou difusão através do interior do grão (mecanismo de fluência de Nabarro-Herring). Tamanho de grão pequeno pode favorecer a fluência difusional (ASM METAL HANDBOOK, 2000).

### **2.1.2 Taxa de fluência**

A partir derivada da curva de fluência, podemos obter uma curva da taxa de fluência *versus* deformação total ou tempo de ensaio. Em ambos os casos, a curva ilustra a grande variação da taxa durante o ensaio. ABE e NAKAZAMA (1992) mostraram em seu trabalho a variação da taxa de fluência para diversos aços ferríticos, em ensaios conduzidos a 600°C e 108MPa, conforme Figura 2.1.3. A Figura 2.1.4 apresenta o resultado obtido por VISWANATHAN e BERNSTEIN (2000) que realizaram ensaios com o aço 1Cr-0,5Mo a 550°C em diversas condições de tensão, mostrando o comportamento da taxa de fluência com o tempo, sob diferentes níveis de tensão. A variação da taxa de fluência é resultado de variações microestruturais no material, devido aos processos de deformação que ocorrem em elevadas temperaturas, tais como o deslizamento, formação de subgrãos e o deslizamento de contornos de grão (DIETER, 1981).

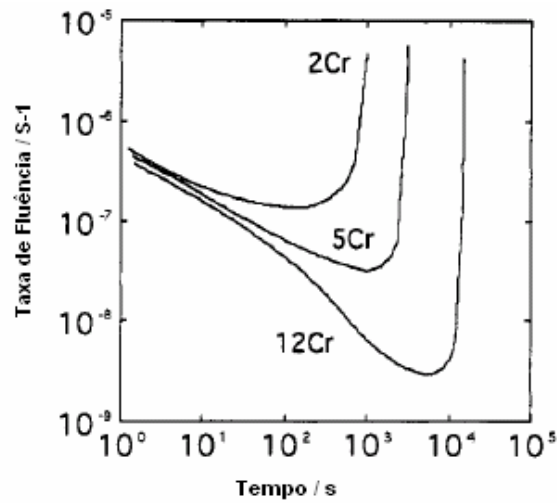


Figura 2.1.3 – Comportamento da taxa de fluência para aços ferríticos, ensaiados 600°C sob um carregamento de 108MPa (Adaptado de ABE e NAKAZAMA, 1992).

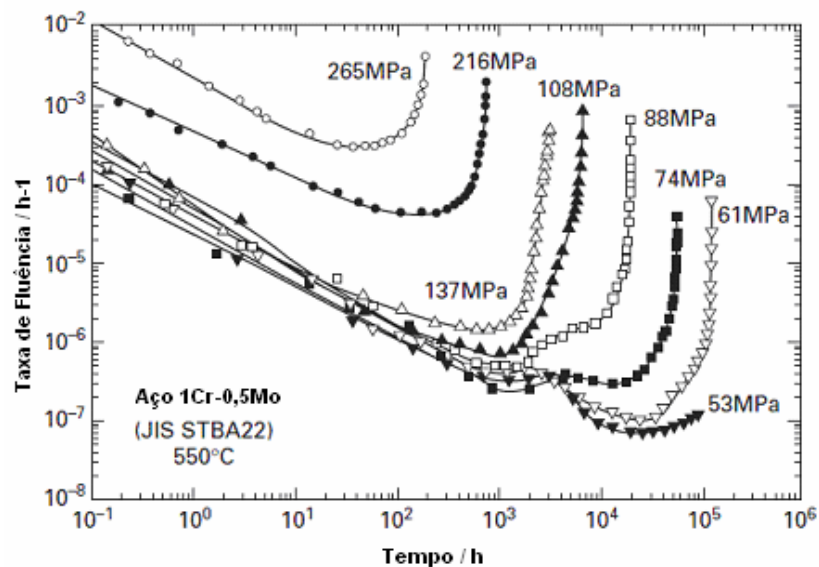


Figura 2.1.4 – Curvas da taxa de deformação versus tempo para o aço 1Cr-0,5Mo a 550°C (Adaptado de VISWANATHAN e BERNSTEIN, 2000).

Um dos grandes desafios na análise do comportamento em fluência de um material é relacionar a taxa de deformação com a tensão aplicada. NORTON (1929) propôs uma relação simples e aceita até hoje, para temperatura constante, conhecida como Lei de Norton:

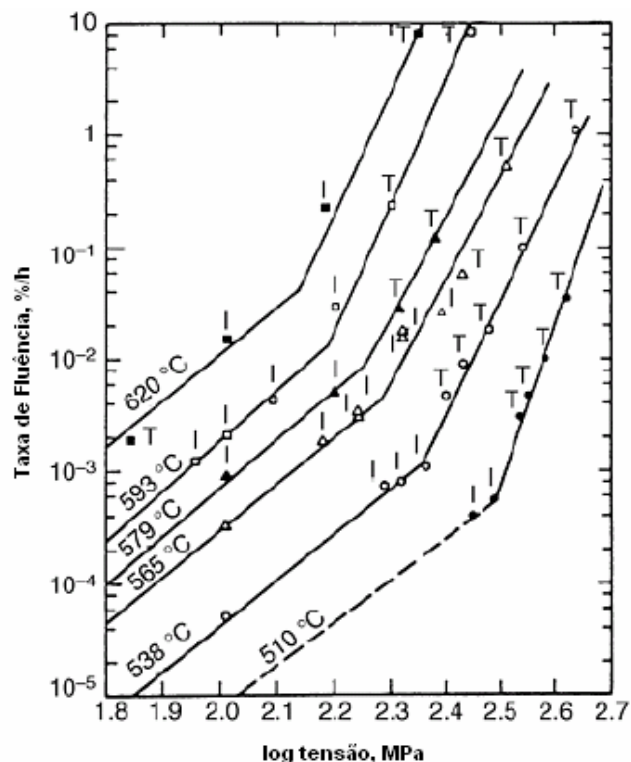
$$\dot{\varepsilon} = A\sigma^n \quad (2.1)$$

Onde  $A$  e  $n$  são constantes do material. A Lei de Norton é largamente empregada, por sua simplicidade e por proporcionar um ajuste satisfatório para dados experimentais (LE MAY, 1983).

Considerando que o estado de equilíbrio é predominante nas temperaturas  $T_f/2$ , a fluência depende claramente dos processos difusionais (termicamente ativados). Assim, o fenômeno pode ser descrito por uma equação que expresse a taxa de deformação como uma função de *Arrhenius*. A equação 2.1 pode ser reescrita como (VISWANATHAN, 1989):

$$\dot{\varepsilon} = A_0\sigma^n \exp(-Q/RT) \quad (2.2)$$

Onde  $A_0$  e  $n$  são constantes,  $Q$  é a energia de ativação para fluência e  $R$  é a constante universal dos gases. Cabe ressaltar que os parâmetros  $A_0$ ,  $n$  e  $Q$  dependem da condição do material, do nível de tensão aplicada e da temperatura. Um exemplo da variação do valor de  $n$  foi mostrado por VISWANATHAN (1977) para o aço 1,25Cr-0,5Mo normalizado e revenido, conforme pode ser visto na Figura 2.1.5. Uma mudança na inclinação da curva é evidente, com  $n=4$  para baixas tensões e  $n=10$  para altas tensões. Essa mudança de inclinação ocorre para tensões na qual o modo de fratura muda de intergranular (I) para transgranular (T) (ASM METAL HANDBOOK, 2000).



**Figura 2.1.5 – Variação do valor de  $n$  para o aço 1,25Cr-0,5Mo normalizado e revenido. Essa inclinação é um indicativo da mudança do modo de fratura (Adaptado de VISWANATHAN, 1977).**

### **2.1.3 Métodos de Extrapolação de Dados de Fluência**

A determinação do comportamento em fluência nas condições reais de serviço requer a extrapolação dos dados de ensaios acelerados de fluência, já que a maioria dos componentes utilizados em altas temperaturas são projetados para operar por longos períodos de tempo (em alguns casos >100.000h). A previsão relativamente segura da vida residual de componentes de equipamentos é de extrema importância, principalmente na atual conjuntura econômica, onde se percebe uma tendência para o aumento da campanha dos equipamentos térmicos e para aumento da vida de projeto de 100.000 para até 250.000h (FURTADO, 2004). Do mesmo modo, a extrapolação de dados de fluência é um aspecto importante também no projeto e no desenvolvimento de novos materiais resistentes a elevadas temperaturas (DIMMLER *et al.*, 2008).

Diversos métodos são utilizados para prever o comportamento a longo prazo de materiais sob condições de fluência, os quais podem ser agrupados da seguinte forma:

- extrapolação a partir da taxa de deformação;
- extrapolação através de métodos paramétricos;
- extrapolação através de métodos metalográficos.

Este trabalho se atém apenas aos dois primeiros métodos citados. Diversas metodologias foram propostas para extrapolação dos dados através de métodos metalográficos, dentre eles o método baseado na evolução de vazios e o método baseado no coalescimento de carbonetos. Uma revisão destes dois métodos citados foi feita por OLIVEIRA (2006).

### **2.1.3.1 Métodos de extrapolação a partir da taxa de fluência**

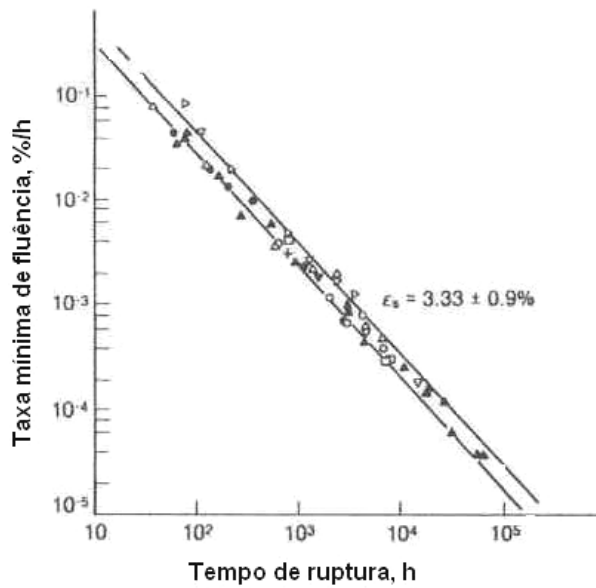
MONKMAN E GRANT (1956) sugeriram o produto da taxa mínima de fluência e do tempo de ruptura do material é constante:

$$\dot{\epsilon}_{\min} t_r^m = \text{constante} = C_{MG} \quad (2.3)$$

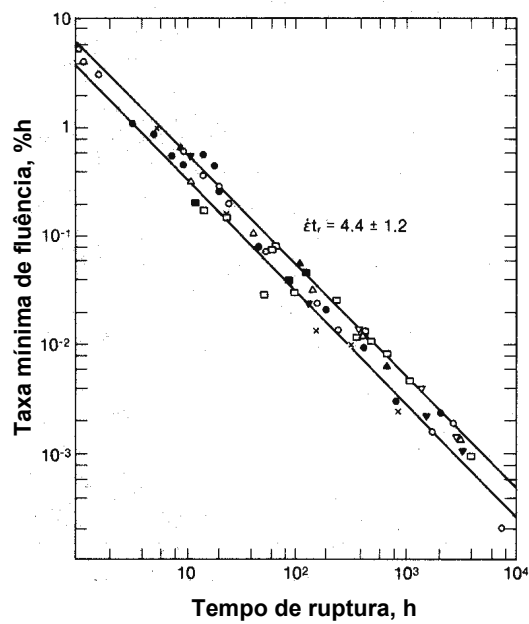
Onde  $C_{MG}$  é conhecida como constante de Monkman-Grant. Para muitos materiais, a constante  $m$  pode ser aproximada da unidade (VISWANATHAN, 1989). O produto entre a taxa mínima de fluência e o tempo de ruptura também é conhecido como *dutilidade de Monkman-Grant*, definida como contribuição da parcela da deformação no estágio secundário na deformação total (PHANIRAJ *et al.*, 2003).

Uma vantagem da equação 2.3, em comparação com outros métodos de extrapolação, é que a mesma pode ser aplicada com sucesso para poucos pontos experimentais (de 4 a 6 pontos), em contraste com outros métodos. (ASM METAL HANDBOOK, 2000). Além disso, o método de MONKMAN-GRANT (1956) é uma ferramenta muito poderosa para previsão do comportamento a longo prazo a partir de ensaios de curta duração (HANEY *et al.*, 2009).

VISWANATHAN (1974) mostrou que para diversos aços, entre eles o aço Cr-Mo-V, utilizado em rotores, e o aço 2,25Cr-1Mo, a relação de MONKMAN-GRANT (1956) pode ser aplicada com sucesso, para uma ampla faixa de tensões e temperaturas, de acordo com a Figura 2.1.6.



(a)

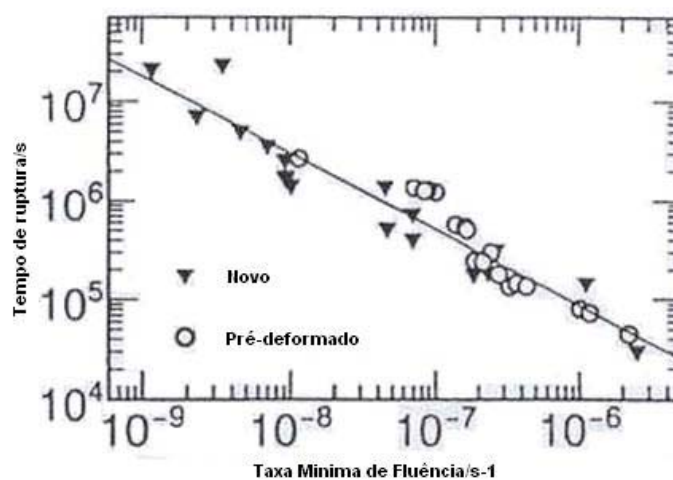


(b)

Figura 2.1.6 – Relação de Monkman-Grant entre a taxa mínima de fluência e o tempo de ruptura para (a) aço Cr-Mo-V e (b) aço 2,25Cr-1Mo (Adaptado de VISWANATHAN, 1974).



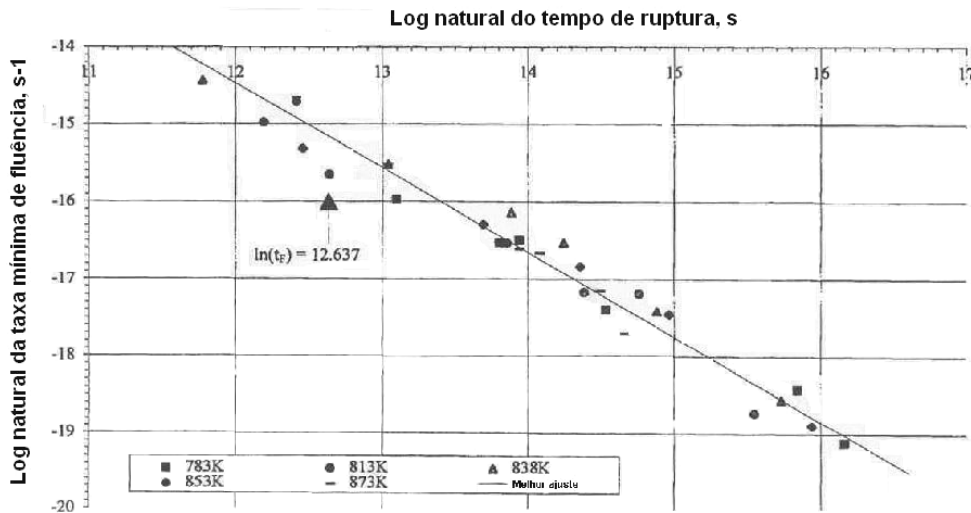
TAI e ENDO (1993) realizaram um estudo sobre o efeito da pré-deformação na validade da regra de Monkman-Grant para o aço 2,25Cr-1Mo. Para esse propósito, eles pré-deformaram os corpos de prova entre 0,14 a 19,4%, a 600°C, com tensão variando na faixa de 78,4 a 127,4 MPa. Em seguida, estes corpos de prova foram submetidos a ensaios acelerados de fluência, sob uma tensão de 98 MPa e temperatura de 540°C. A Figura 2.1.7 mostra os resultados obtidos por eles, que validam a regra de Monkman-Grant não só para um material novo como também um material pré-deformado.



**Figura 2.1.7 – Validação da relação de Monkman-Grant para o aço 2,25Cr-1Mo pré-deformado e submetido a ensaio acelerado de fluência com tensão de 98 MPa (Adaptado de TAI e ENDO, 1993).**

EVANS (1997) verificou em seu trabalho a validade do uso da relação de Monkman-Grant para prever a vida em operação de tubos do aço 2,25Cr-1Mo, através de ensaios acelerados de fluência e análise estatística dos resultados obtidos. Os ensaios foram realizados em diversas condições de tensão (variando entre 135 e 200 MPa) e temperatura (entre 510°C e 600°C). O autor conclui que a relação se manteve estável nas condições ensaiadas, ou seja, que a  $C_{MG}$  é independente da temperatura. Afirmou ainda que a relação de MONKMAN e GRANT (1956) pode ser utilizada de forma satisfatória para previsão do tempo de ruptura e não houve evidências em seu estudo, de que a a

mesma subestime e/ou superestime o tempo de falha do material ensaiado. A Figura 2.1.8 apresenta os resultados obtidos.



**Figura 2.1.8 – Relação de Monkman-Grant para tubos do aço 2,25Cr-1Mo (Adaptado de EVANS,1997)**

### 2.1.3.2 Métodos paramétricos de extrapolação

Basicamente, técnicas paramétricas de extrapolação para o fenômeno de fluência buscam incorporar as variáveis tempo, tensão e temperatura em uma mesma expressão. Nas proximidades de completar sessenta anos, o primeiro trabalho que introduziu o conceito de parâmetros de tempo e temperatura para relacionar e extrapolar dados de fluência foi publicado por LARSON e MILLER (1952). A relação proposta por eles é uma das mais utilizadas na engenharia, tanto pela sua simplicidade quanto por se dispor de uma grande quantidade de dados na literatura técnica, e é dada por:

$$P = f(\sigma) = T(C + \log t_r) \quad (2.4)$$

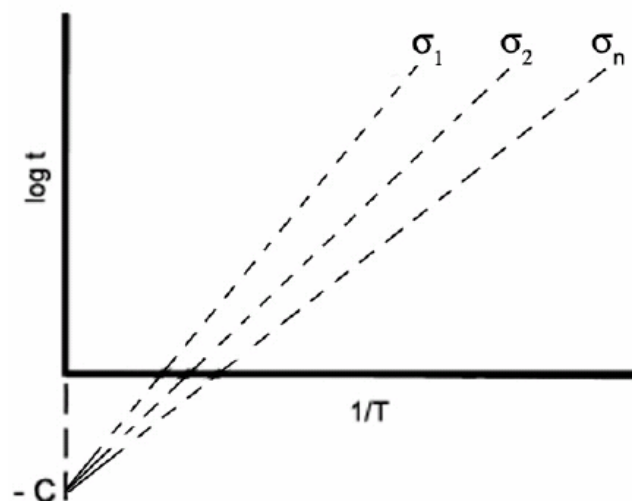
Onde:

- P: parâmetro de Larson-Miller, que é função da tensão  $f(\sigma)$ ;
- T: temperatura absoluta, a que o componente foi submetido;
- C: constante adimensional que depende do material em análise;

-  $t_r$ : tempo de vida até a ruptura, normalmente expresso em horas

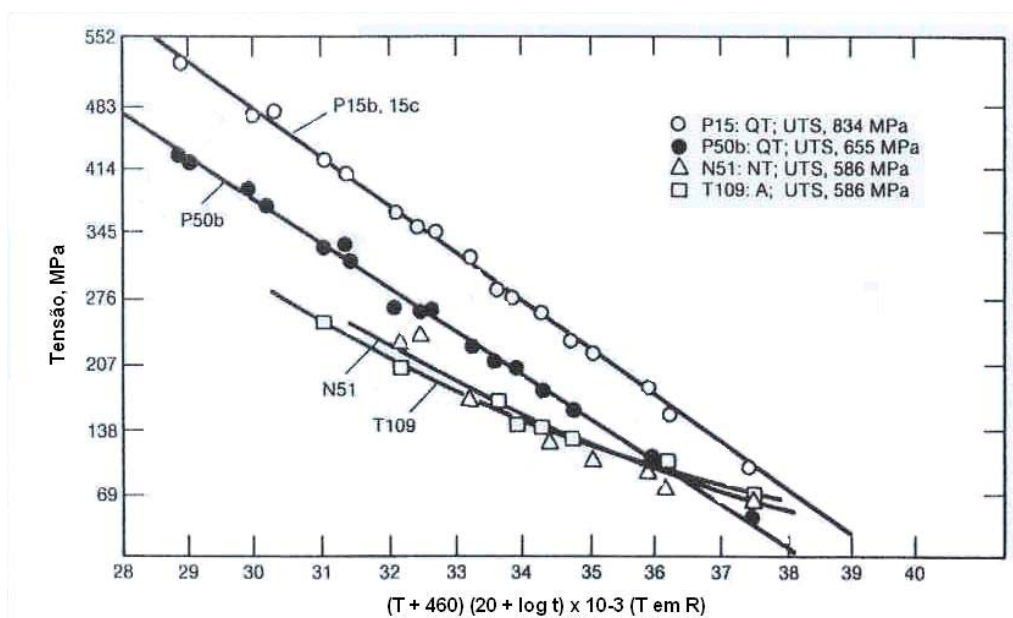
Essa relação permite calcular o tempo esperado para a ruptura de um material submetido à fluência, caso se conheça a tensão a que o mesmo está submetido e a temperatura a que ele está exposto. Quando LARSON e MILLER desenvolveram seu parâmetro, utilizaram o valor de  $C=20$ , por ser este o valor que melhor se ajustava ao aço que estavam estudando. Desde então, é comum na literatura se utilizar este valor para os aços Cr-Mo, por ser uma aproximação adequada para muitos aços que trabalham em altas temperaturas. Entretanto, o valor otimizado da constante  $C$  para cada material, resulta em previsões bem mais adequadas. Diversos trabalhos foram publicados buscando a otimização da constante  $C$  (FURILLO, *et al.*, 1977, VISWANATHAN, 1989, FURTADO, 2004) e seu valor pode variar entre 10 e 40, dependendo do material analisado. Para o aço 2,25Cr-1Mo, FURTADO (2004) concluiu que o valor de  $C = 18,78$  resulta em previsões de vida mais adequadas.

Considerando que o parâmetro  $P$  é constante para uma dada tensão, o mesmo pode ser representado por um gráfico  $\log t$  versus  $1/T$ , por linhas retas – *linhas de isotensão* – que convergem até o ponto  $1/T = 0$ . Neste ponto,  $\log t = C$  define o valor ótimo de  $C$  para os dados experimentais em análise, conforme apresentado na Figura 2.1.9 a seguir.



**Figura 2.1.9 – Curvas de isotensão para obtenção da constante  $C$  (Adaptado de ASM METALS HANDBOOK, 1990).**

Se traçarmos graficamente o parâmetro de LARSON e MILLER (1952) em função da variação de tensão, obtém uma única curva – a chamada “curva mestra”. Essa curva mestra pode ser empregada para determinar o tempo de ruptura estimado em diferentes valores de tensão, tempo e temperatura cobertos pelos dados experimentais. Tal aproximação tem sido empregada para fornecer valores interpolados do tempo de ruptura, assim como valores extrapolados para tempos significativamente maiores do que aqueles em que os dados experimentais estão disponíveis. (VISWANATHAN, 1989). A Figura 2.1.10 apresenta um exemplo de “curvas mestras” plotadas para o aço 2,25Cr-1Mo sujeito a diferentes tratamentos térmicos.



**Figura 2.1.10 – Exemplo de curvas mestras para o aço 2,25Cr-1Mo sujeito a diferentes tratamentos térmicos (Adaptado de VISWANATHAN, 1989).**

A correlação paramétrica de LARSON e MILLER (1952) foi utilizada também na avaliação a partir de dados de dureza e na avaliação da tenacidade ao entalhe do aço 2,25Cr-1Mo por WIGNARAJAH *et al.*, 1990. VASUDEVAN *et al* (1994) baseou-se na metodologia de LARSON e MILLER para avaliar a influência do envelhecimento na dureza de aços inoxidável austenítico trabalhados à frio. FURTADO *et al* (2009) estudaram a correlação entre medidas de dureza e a vida remanescente do aço 2,25Cr-1Mo.

Diversos outros métodos paramétricos foram propostos. Uma revisão dessas técnicas e sua evolução histórica foi apresentada por MANSON e ENSIGN (1979). A Figura 2.1.11 representa graficamente o modelo de extrapolação, linhas de isotensões, utilizados por alguns parâmetros disponíveis na literatura. Para o aço 2,25Cr-1Mo, FURTADO (2004) mostrou que o método paramétrico que melhor se adéqua aos resultados dos ensaios de fluência é o de LARSON e MILLER (1952).

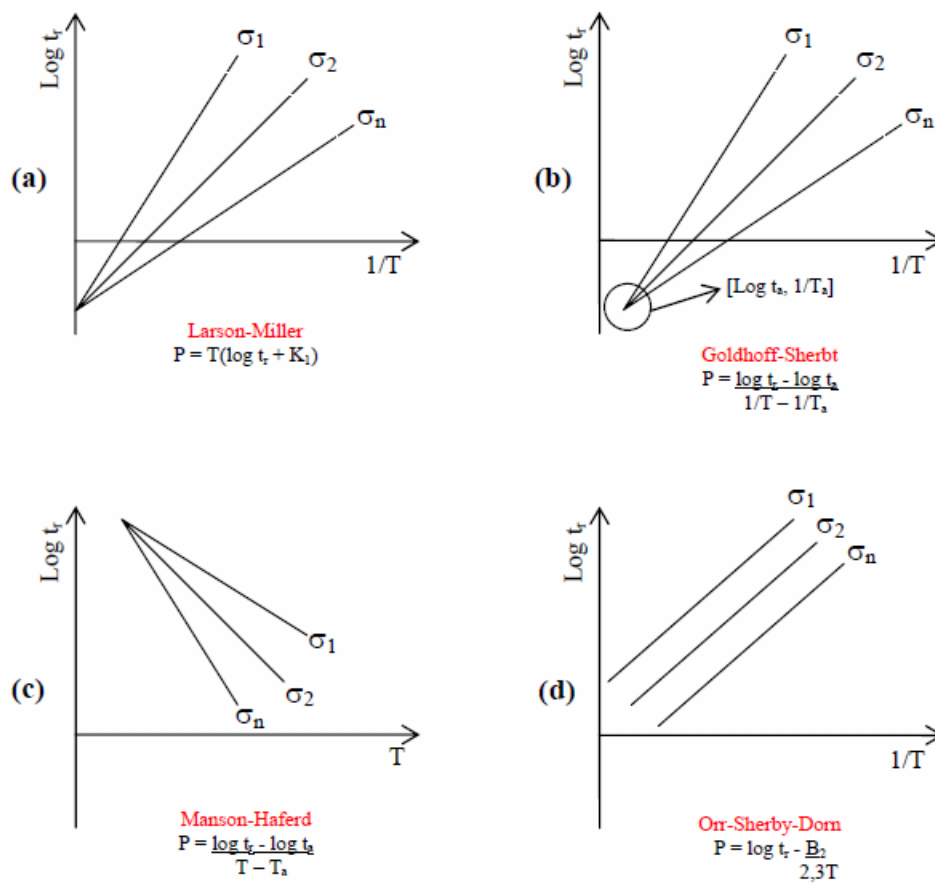


Figura 2.1.11 – Representações esquemáticas das linhas de isotensão para diversos métodos paramétricos (VISWANATHAN, 1989).

#### 2.1.4 Dano acumulado sob fluência

O método mais comum para calcular dano acumulado sob fluência é considerar a quantidade de vida consumida usando fração de tempo ou fração de deformação como medida de dano. Quando o somatório das frações de dano for igual a unidade então ocorre a falha por ruptura. Alguns autores propõem ainda algumas alternativas de combinar a fração de tempo com a fração de deformação para quantificar a vida consumida (VISWANATHAN, 1989):

- a) Regra de Fração de Vida (Regra de Robinson)

$$\sum \frac{t_i}{t_{ri}} = 1 \quad (2.6)$$

- b) Regra de Fração de Deformação

$$\sum \frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_{ri}} = 1 \quad (2.7)$$

- c) Regra Combinada I

$$\sum \left( \frac{t_i}{t_{ri}} \right)^{1/2} \left( \frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_{ri}} \right)^{1/2} = 1 \quad (2.8)$$

- d) Regra Combinada II

$$k \sum \left( \frac{t_i}{t_{ri}} \right) + (1-k) \sum \left( \frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_{ri}} \right) = 1 \quad (2.9)$$

Onde,

- $k$  é uma constante;
- $t_i$  e  $\varepsilon_i$  são, respectivamente, o tempo e a deformação na condição  $i$ ;

- $t_{ri}$  e  $\varepsilon_{ri}$  são, respectivamente, o tempo total e a deformação total até a ruptura na condição  $i$ .

## 2.2 Aços Cr-Mo

Os aços Cr-Mo são um importante grupo de ligas desenvolvidas para aplicações em materiais estruturais empregados em elevadas temperaturas, por exemplo, em componentes de refinarias de petróleo e instalações geradoras de energia elétrica, devido as suas excelentes resistências à fluência e corrosão e elevada tenacidade (ASM METALS HANDBOOK, 2000). Esses aços são utilizados em temperaturas moderadas a elevadas na faixa de 370 a 650°C, onde os efeitos da fluência, da grafitação e do ataque por hidrogênio podem ser prejudiciais ao desempenho do material.

Conforme pode ser observado na Tabela 2.2.1, existe uma grande variedade de aços Cr-Mo que operam em diferentes faixas de temperatura, o que viabiliza uma seleção apropriada para cada componente, seja ele uma tubulação, um vaso de pressão, uma caldeira e outras partes estruturais (ASM METALS HANDBOOK, 1990). A seleção desses materiais para aplicação em temperaturas relativamente elevadas em plantas industriais depende do compromisso de eficiência, custo, confiabilidade e custo de manutenção. A Figura 2.2.1 mostra a resistência à fluência para alguns aços Cr-Mo comumente utilizados na fabricação de componentes que operam em regime de fluência (RAJ *et al.*, 2004).

Tabela 2.2.1 – Classificação dos aços (ASM METAL HANDBOOK, 1990)

Aços	Temperatura máxima de aplicação (°C)
1/2Cr-1/2Mo	540
1Cr-1/2Mo	650
1 1/4Cr-1/2Mo-Si	650
2 1/4Cr-1Mo	650
2 1/4Cr-1Mo-1/4V	480
2 1/4Cr-1,6W	650
3Cr-1Mo	650
3Cr-1Mo-1/4V-Ti-B	480
5Cr-1/2Mo	650
5Cr-1/2Mo-Si	650
5Cr-1/2Mo-Ti	650
9Cr-1Mo	650
9Cr-1Mo-V	650
9Cr-2W	650
12Cr-2W	650

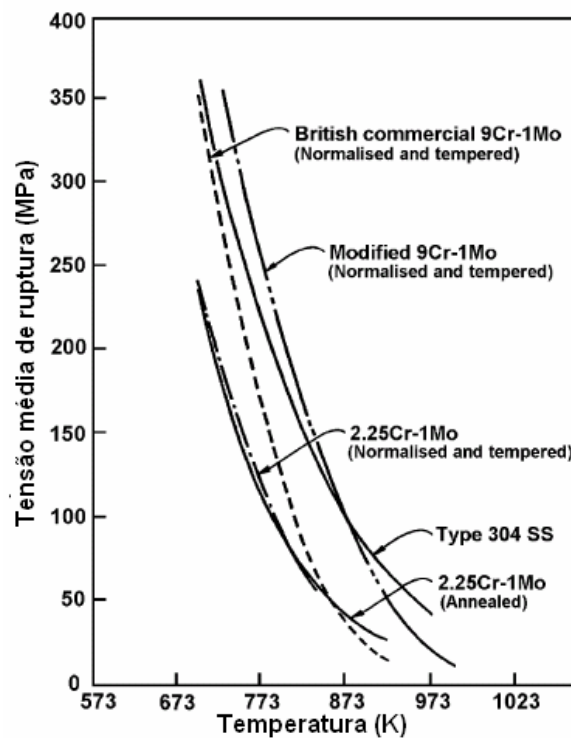


Figura 2.2.1 - Resistência à fluência de alguns aços cromo-molibdênio a 100.000 h em serviço (Adaptado de RAJ *et al.*, 2004).



Os aços Cr-Mo baixa liga resistentes à fluência contêm usualmente 0,5 a 1,0%Mo para aumentar a resistência à fluência, juntamente com teores de Cr entre 0,5 e 12,0% para melhorar a resistência à corrosão, ductilidade e resistência à grafitação. A resistência à fluência dos aços Cr-Mo deriva de duas fontes: endurecimento por solução sólida da matriz ferrítica pelo C, Mo e Cr e endurecimento por precipitação de carbonetos.

Na indústria, costuma-se empregar tubos de aço baixa-liga Cr-Mo na condição de recozido ou na condição de normalizado e revenido. Como resultado das velocidades de resfriamento utilizadas durante os tratamentos térmicos citados, a microestrutura final dos aços Cr-Mo resistentes à fluência pode variar entre ferrita e perlita até ferrita e bainita, com estágios intermediários que contêm simultaneamente os três tipos de microconstituintes (PEREZ, 2005). As microestruturas que contêm bainita têm melhor resistência à fluência, mas durante o serviço em altas temperaturas se degradam mais rapidamente que as estruturas que contêm perlita. É de se esperar que, durante longos períodos de operação, ambas as microestruturas convirjam em uma direção a um mesmo estado que deveria consistir em ferrita e carbonetos ligados dispersos sobre toda a matriz (DOBRZANSKI e HERNAS, 1995). Esta convergência pode ser estimada a ocorrer em torno de 50.000 h a 540°C para o aço 2,25Cr-1Mo (ASM METALS HANDBOOK, 1990).

O aço 2,25Cr-1Mo, objeto desse estudo, têm sido largamente utilizado em componentes de caldeiras térmicas (VISWANATHAN, 1989), e tem sua composição química apresentada na Tabela 2.2.1 (ASTM A335, 2005).

A microestrutura dos aços Cr-Mo varia com a composição química e com os tratamentos térmicos empregados. Logo, suas propriedades mecânicas serão alteradas. Em função disto, estes aços podem ser utilizados em diversos níveis de solicitação o que os tornam materiais bastante versáteis para projetos.

**Tabela 2.2.2 - Composição química do aço 2,25Cr-1Mo, em porcentagem (ASTM A 335)**

<b>C</b>	<b>Mn</b>	<b>P</b>	<b>S</b>	<b>Si</b>	<b>Cr</b>	<b>Mo</b>
0,05 - 0,15	0,3 - 0,6	0,025	0,025	0,5 máx.	1,9 - 2,6	0,87 - 1,13

## **2.3 Extensometria**

É vasta a aplicação da extensometria em diversos ramos da engenharia e os fabricantes oferecem dezenas de modelos para atender às demandas específicas dos usuários, que variam em função da aplicação. A especificação do extensômetro a ser aplicado não é trivial. Uma escolha adequada requer conhecimento de vários aspectos relacionados ao objetivo de sua aplicação, ao processo de medição e aos materiais aplicados (EPRI, 2005).

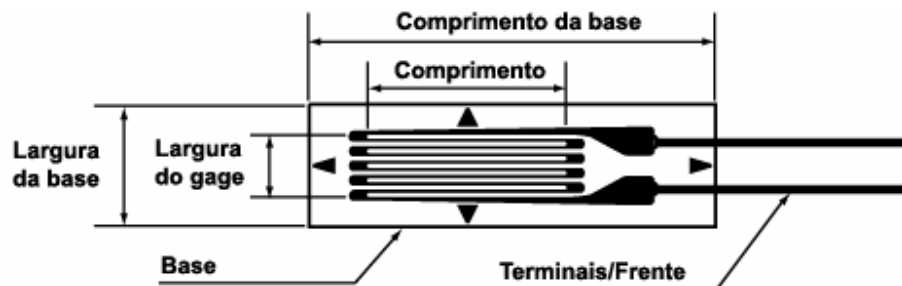
Segundo HOFFMANN (1989), os seguintes tipos de extensômetros podem ser encontrados: resistivos, semi-condutores, vapor-depositado, capacitivos, piezoelétricos e fotoelásticos. Entretanto, para efeito de apresentação, serão descritas apenas as características dos extensômetros resistivos e capacitivos, que são o objeto deste trabalho. Uma revisão acerca dos diferentes tipos de extensômetros pode ser encontrada em WINDOW (1982).

### **2.3.1 Extensômetro elétrico de resistência**

Desde 1940, o extensômetro resistivo (*resistive strain gage*) tem sido a ferramenta mais utilizada no campo de análise experimental de tensão e deformação. Isto porque este instrumento é o mais preciso, possui a maior sensibilidade, é versátil e o de mais fácil utilização, em comparação com outros sensores disponíveis para tal fim (WINDOW, 1982). Além disso, a facilidade de manipulação e sua capacidade de monitorar deformações até as cargas finais de ensaio, tornam ainda mais ampla sua utilização.

O extensômetro elétrico é um elemento sensível que transforma pequenas variações de dimensões em variações equivalentes de sua resistência elétrica. Sua utilização constitui um meio de se medir e registrar o fenômeno da deformação como sendo uma grandeza elétrica. As variações em sua resistência elétrica podem ser lidas diretamente como deformação, carregamento, pressão, torsão, ou as essas quatro grandezas, desde que se utilize um equipamento adequado (ASM METALS HANDBOOK, 1989).

Este sensor é basicamente constituído por uma base de poliamida ou epox e por um filamento metálico, que possui uma configuração em zigue-zague (grade), Figura 2.3.1 (MAGALHÃES, 2008). O conjunto é então fixado sobre a estrutura a ser analisada. Essa fixação pode ser feita por com auxílio de adesivos especiais ou por solda a ponto, no caso de extensômetros utilizados em elevadas temperaturas.



**Figura 2.3.1 – Modelo de um extensômetro unidirecional simples (ASM METALS HANDBOOK, 1989)**

### **2.3.1.1 Histórico**

O desenvolvimento da extensometria iniciou-se por volta de 1856 através de William Thomson. Lorde Kelvin, como também era conhecido, realizou experiências com cobre e ferro e constatou que a resistência elétrica desses materiais variava conforme a deformação que experimentavam. Mas somente na década de 1930 a 1940 que Roy Carlson realmente aplicou o princípio, na construção de extensômetro de fio livre, que são utilizados até hoje em transdutores de pressão, aceleração, torção e outros, devido à sua excelente estabilidade (WINDOW, 1982, HOFFMAN, 1989).

A final da década de 30, Edward Simmons (Califórnia Institute of Technology, - Pasadena, CA, USA) e Arthur Ruge (Massachusetts Institute of Technology - Cambridge, MA, USA) trabalhando independentemente um do outro, utilizaram pela primeira vez fios metálicos colados à superfície de um corpo de prova para medição de deformações. Simmons desenvolveu um dispositivo para medir a força de impacto de um pêndulo em corpo de prova. Ruge, trabalhando no M.I.T, desenvolveu um sensor para medir as deformações

em modelos utilizados em simulação de terremotos, utilizando um fio de pequeno diâmetro, com boas propriedades elétricas (WINDOW, 1982, HOFFMAN, 1989).

Seguindo o desenvolvimento das técnicas de utilização de fios resistivos em estruturas, descobertas por Simmons e Ruge, medições com extensômetros foram rapidamente adotadas em testes estruturais durante o rápido avanço da indústria aeronáutica ocorrido na 2ª Guerra Mundial. Eles continuaram a ser utilizados durante muitos anos e, foi justamente para suprir as necessidades da própria indústria aeronáutica que se deu o desenvolvimento do extensômetro de folha fina (*foil type strain gage*) em 1952 (ASM METALS HANDBOOK, 1989).

A partir de então, diversos tipos de extensômetros foram e têm sido desenvolvidos, sendo escopo de diversas pesquisas pelo mundo. A invenção do extensômetro elétrico teve uma grande influência na maneira como eram efetuadas medidas de força e pressão na época de sua invenção e permanece uma alternativa de extrema relevância nos dias de hoje.

### **2.3.1.2 Princípios de Funcionamento**

O funcionamento de um extensômetro elétrico de resistência baseia-se no fato de que os metais mudam sua resistência elétrica quando sofrem uma deformação elástica, e pode ser entendido a partir da análise da equação que determina a resistência elétrica de um condutor em função de suas características físicas. (ACROMAG, 2001, HOFFMAN, 1989, WINDOW, 1982).

A resistência elétrica  $R$ , medida em ohms, de um condutor depende de sua geometria e da resistividade do material, e é dada por:

$$R = \rho \frac{L}{A} \quad (2.10)$$

Onde:

R: Resistência elétrica,  $\Omega$

A: Área da seção transversal,  $m^2$

$\rho$ : Resistividade do material,  $\Omega\text{m}$

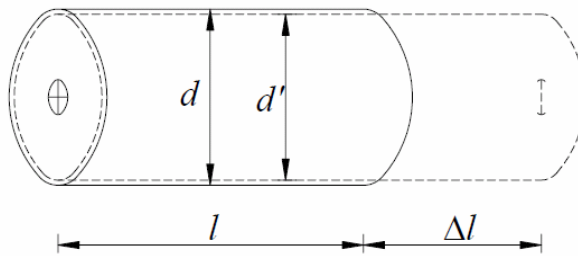
L: Comprimento do fio, m.

Considerando um condutor cilíndrico, temos:

$$R = \rho \left[ \frac{4}{\pi D^2} \right] L \quad (2.11)$$

Onde D é o diâmetro do condutor, em metros.

Quando se aplica uma força F de tração nas extremidades desse fio, a resistência elétrica é alterada em função de pequenas variações da área e comprimento do fio, conforme Figura 2.3.2.



**Figura 2.3.2 – Deformação de um fio sob tração.**

Fisicamente, a grade do extensômetro sofre pequenas alterações quando material ao qual está fixado é comprimido ou alongado (MAGALHÃES, 2008). A mudança de resistência, por meios diferenciais, é dada por:

$$dR = \frac{\partial R}{\partial \rho} d\rho + \frac{\partial R}{\partial D} dD + \frac{\partial R}{\partial L} dL \quad (2.12)$$

Resolvendo as derivadas

$$\frac{\partial R}{\partial \rho} = \frac{4}{\pi D^2} L \quad \frac{\partial R}{\partial D} = -\frac{8\rho L}{\pi D^3} \quad \frac{\partial R}{\partial L} = \frac{4\rho}{\pi D^2}$$

Assim:

$$\frac{dR}{R} = \frac{d\rho}{\rho} - 2\frac{dD}{D} + \frac{dL}{L} \quad (2.13)$$

Considerando que

$$\frac{dD}{D} = -\nu \frac{dL}{L}$$

Onde  $\nu$  é o coeficiente de *Poisson*. Assim,

$$\frac{dR}{R} = \frac{d\rho}{\rho} + 2\nu \frac{dL}{L} + \frac{dL}{L} \quad \text{dividindo essa equação por } \varepsilon = \frac{dL}{L}$$

$$\frac{dR}{R} = \left[ \frac{1}{\varepsilon} \frac{d\rho}{\rho} + 2\nu + 1 \right] \varepsilon \quad (2.14)$$

A equação 2.15 pode ser reescrita como:

$$\frac{dR}{R} = K\varepsilon \Rightarrow \frac{\Delta R}{R} = K\varepsilon \quad (2.15)$$

A equação 2.16 é conhecida como a relação fundamental da extensometria, que indica que a mudança relativa na resistência é proporcional à magnitude da deformação medida. O valor K, definido pela equação acima, é chamado de sensibilidade de deformação, ou *gage factor*, e depende das características de fabricação do extensômetro tais como materiais utilizados, formas construtivas, tamanho, etc. Os valores de K para as

aplicações usuais de engenharia variam entre 1,7 a 4,0 e, assim como o valor da resistência do extensômetro (R), são fornecidos pelo fabricante.

### 2.3.1.3 Ponte de Wheatstone

Sugerido por Charles Wheatstone, em 1848 (WINDOW, 1982, HOFFMAN, 1989), o circuito de Ponte de *Wheatstone* é o método básico mais usual para medições envolvendo variações de resistências em circuitos elétricos. Desde o surgimento dos extensômetros, a Ponte de *Wheatstone* tornou-se o melhor circuito para a instrumentação deste dispositivo. Isto ocorre principalmente devido ao desempenho deste tipo de circuito na detecção precisa de pequenas variações de resistência produzidas pelo extensômetro em função da mudança de forma (as quais as quais são usualmente da ordem de  $10^{-4}$  a  $10^{-2} \Omega/\Omega$ ); além de permitir ajuste da tensão e pela possibilitar a compensação da variação de temperatura do extensômetro no circuito.

A Figura 2.3.3 apresenta uma ilustração de um circuito de *Wheatstone*, que tem seu princípio de funcionamento descrito a seguir.

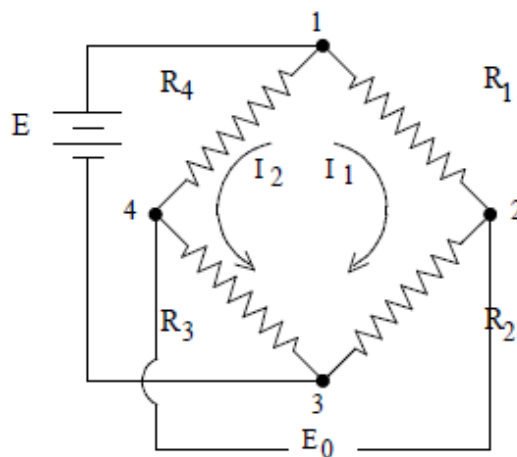


Figura 2.3.3 – Representação esquemática de uma ponte de *Wheatstone* (HOFFMAN, 1989)

Considerando o circuito apresentado, onde  $R_1$ ,  $R_2$ ,  $R_3$  e  $R_4$  são os resistores do circuito, que é alimentado por uma fonte de tensão constante  $E$ , de corrente contínua. A tensão de saída  $E_0$  pode ser obtida da seguinte forma:

A diferença de potencial entre os pontos 1 e 2 é dada por

$$E_{12} = \frac{R_1}{R_1 + R_2} E \quad (2.16)$$

A diferença de potencial entre os pontos 1 e 4 é dada por

$$E_{14} = \frac{R_4}{R_3 + R_4} E \quad (2.17)$$

A tensão de saída da ponte  $E_0$  é equivalente a de potencial entre os bornes 2 e 4.

$$E_0 = E_{12} - E_{14} \quad (2.18)$$

Assim,

$$E_0 = \frac{R_1}{R_1 + R_2} E - \frac{R_4}{R_3 + R_4} E \rightarrow E_0 = \frac{R_1 R_3 - R_2 R_4}{(R_1 + R_2)(R_3 + R_4)} E \quad (2.19)$$

O desbalanceamento da ponte é definido como sendo a razão  $E_0/E$  e a equação 2.19 pode ser reescrita por

$$\frac{E_0}{E} = \frac{R_1 R_3 - R_2 R_4}{(R_1 + R_2)(R_3 + R_4)} \quad (2.20)$$

Existem duas condições para que  $E_0 = 0$ :

- 1)  $R_1 = R_2 = R_3 = R_4 = R$
- 2)  $R_1 R_3 = R_2 R_4$



Nesses casos a ponte torna-se equilibrada. Uma variação ( $\Delta R$ ) em qualquer um dos resistores provocará um desequilíbrio da ponte, gerando uma diferença de potencial; o que torna possível a leitura da deformação com o auxílio de condicionadores de sinais. Por exemplo, considerando uma variação  $\Delta R$  entre os bornes  $R_1$  e  $R_4$ , teremos:

$$\frac{E_0}{E} = \frac{R_1 + \Delta R_1}{R_1 + \Delta R_1 + R_2 + \Delta R_2} - \frac{R_4 + \Delta R_4}{R_3 + \Delta R_3 + R_4 + \Delta R_4} \quad (2.21)$$

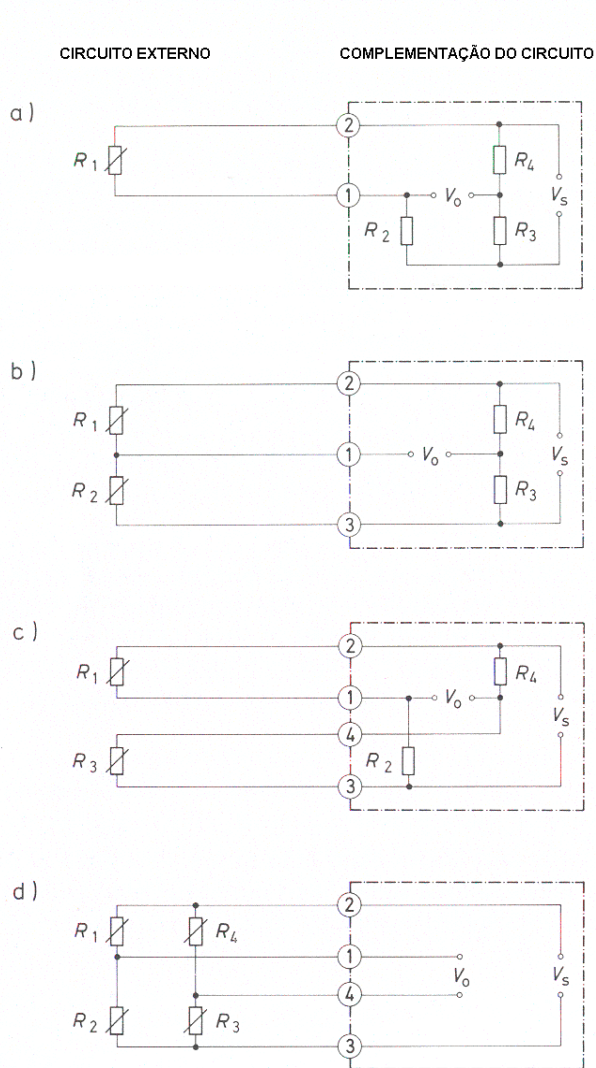
Através dessa equação, todas as condições possíveis de ponte podem ser calculadas, independente do valor de cada resistência. Entretanto, em extensometria, todos os bornes da ponte devem ter a mesma resistência, ou seja,  $R_1 = R_2 = R_3 = R_4 = R$ . Desconsiderando o termo não linear, a equação 2.21 pode ser re-escrita como:

$$\frac{E_0}{E} = \frac{1}{4} \left( \frac{\Delta R_1}{R_1} - \frac{\Delta R_2}{R_2} + \frac{\Delta R_3}{R_3} - \frac{\Delta R_4}{R_4} \right) \quad (2.22)$$

E, de acordo com a relação fundamental da extensometria (equação 2.15),

$$\frac{E_0}{E} = \frac{k}{4} (\varepsilon_1 - \varepsilon_2 + \varepsilon_3 - \varepsilon_4) \quad (2.23)$$

A equação assume que todas as resistências do circuito variam; situação comum em transdutores. No caso da extensometria, apenas os “braços” do circuito que contém o *gage* ativo variam sua resistência. Diferentes configurações do circuito de *Wheatstone* são usualmente utilizadas, tais como: circuito de  $\frac{1}{2}$  ponte,  $\frac{1}{4}$  de ponte, ponte completa, entre outras. A Figura 2.3.4 ilustra essas diferentes configurações utilizadas.



**Figura 2.3.4 – Configurações do circuito de Ponte de *Wheatstone* (a)  $\frac{1}{4}$  de ponte, (b)  $\frac{1}{2}$  ponte, (c) diagonal e (d) ponte completa.**

#### **2.3.1.4 Extensometria em elevadas temperaturas**

Quando em ambientes sujeitos a variações de temperatura, sem carregamento mecânico, o sinal medido pelo extensômetro pode variar. Essa resposta devido à temperatura pode ser afetada por diversos fatores, tais como o coeficiente de expansão térmica dos materiais envolvidos, e é reversível. Os efeitos ocasionados devido à variação de temperatura desaparecem quando se re-estabelecem as condições iniciais de ensaio. Na

literatura essa resposta devido a temperatura é chamada de “deformação aparente” (HOFFMAN, 1989).

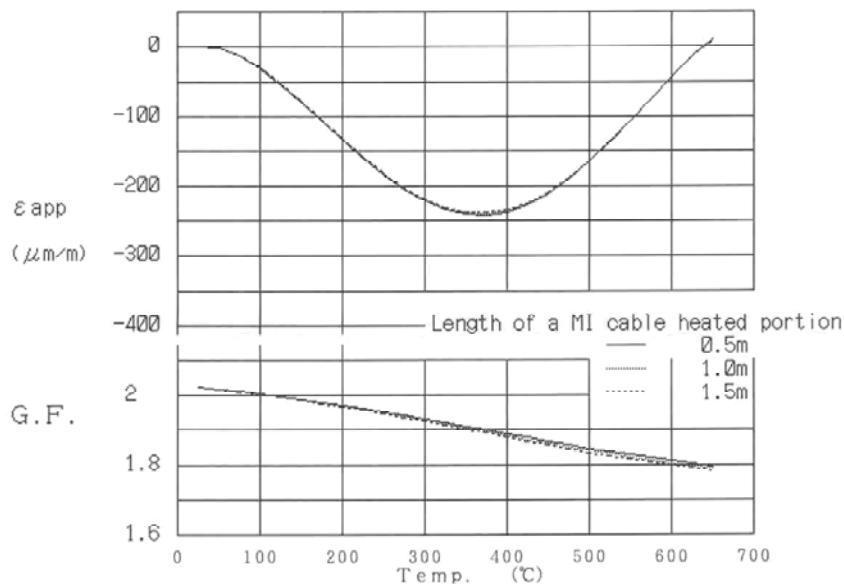
Entretanto, se as medidas forem tomadas quando o objeto de estudo está sujeito à variações de temperatura e carregamento mecânico, o sinal medido resultante é a soma da deformação mecânica e a deformação térmica. Essa porção térmica da deformação corresponde a um erro na medição, podendo gerar interpretações errôneas dos resultados obtidos.

Esse fato pode ser remediado com a utilização de extensômetros com compensação de temperatura, como o que será utilizado nesse estudo. Adotando certos métodos na fabricação do sensor, é possível minimizar os efeitos da temperatura em suas medidas (HOFFMAN, 1989).

A compensação de temperatura neste modelo de extensômetro utilizado é realizada pelo método *active-dummy* (KYOWA ELETRONIC INSTRUMENT), ou seja, para compensação dos efeitos da temperatura na deformação medida pelo sensor, é necessário a utilização dos elementos ativo e passivo; incluídos em seu próprio circuito de Wheatstone. O conjunto é então fixado na peça a ser analisada.

Dessa forma, qualquer alteração de temperatura irá afetar ambos os elementos da mesma maneira. Se a variação de temperatura for idêntica para ambos, a razão entre suas resistências não se altera e por consequência, a tensão de saída também permanecerá inalterada.

O fabricante fornece para cada extensômetro as características de deformação aparente induzida pela temperatura de cada sensor e a variação do valor da sensibilidade de deformação (*gage factor*) com a temperatura, conforme pode ser visto da Figura 2.3.5 (KYOWA ELETRONIC INSTRUMENT).



Length of a MI cable heated portion (m)	temperature (°C)							
	25	100	200	300	400	500	600	650
$\epsilon_{app} (\mu m/m)$ 0.5	0	-30	-133	-220	-235	-164	-43	11
$\epsilon_{app} (\mu m/m)$ 1.0	0	-29	-131	-219	-234	-163	-42	11
$\epsilon_{app} (\mu m/m)$ 1.5	0	-29	-131	-218	-233	-163	-43	10
G.F. 0.5	2.03	2.00	1.97	1.93	1.89	1.85	1.81	1.80
G.F. 1.0	2.03	2.00	1.97	1.93	1.88	1.84	1.80	1.79
G.F. 1.5	2.03	2.00	1.97	1.92	1.88	1.83	1.80	1.78

**Figura 2.3.5 – Curva de calibração de um extensômetro, fornecida pelo fabricante.**

Em relação ao comportamento em fluência do extensômetro, o fabricante informa (KYOWA INSTRUMENTS) que o mesmo apresenta um nível de fluência muito baixo, se utilizado dentro dos limites de temperatura indicados para este modelo, que é de no máximo 650°C. Isso porque o sensor é fabricado com a liga *Inconel 600*, cuja temperatura de fusão é 1413°C.

### 2.3.2 Extensômetro Capacitivo

Um sensor capacitivo é um condensador que exibe uma variação do valor nominal da capacitância em função de uma grandeza não elétrica. Uma vez que um condensador consiste basicamente num conjunto de duas placas condutoras separadas por um dielétrico, as variações no valor nominal da capacitância podem ser provocadas por redução da área frente a frente e da separação entre as placas, ou ainda, por variação da constante dielétrica do material.

A capacitância do sensor é dada por:

$$C = \frac{\epsilon_0 A}{d} \quad (2.24)$$

Onde  $A$  é a área dos eletrodos,  $d$  é a distância entre eles e  $\epsilon_0$  é a constante dielétrica. A equação 2.24 mostra que a capacitância varia exclusivamente devido a fatores geométricos. Garantindo que os terminais do capacitor estejam isolados da terra, as características elétricas dos materiais utilizados têm pouca importância (WINDOW, 1982). Quando uma força  $e$ , conseqüentemente, uma deformação é aplicada à estrutura analisada, o movimento relativo entre os elementos do capacitor causa uma variação na capacitância do sistema, conforme indicado pela equação 2.24. Essa variação da capacitância é então medida pelo através da detecção da variação do sinal elétrico aplicado.

O próprio ar é um dielétrico, e diferentes dielétricos produzem diferentes capacitâncias. A habilidade de um material dielétrico aumentar a capacitância é denominada constante dielétrica, que é uma propriedade intrínseca ao material. A equação 2.24 indica que se o espaçamento entre as placas é reduzido pelo uso de um dielétrico mais fino, ocasionará um aumento na capacitância.

## 2.4 Monitoração e Diagnóstico

Atualmente a área de geração de energia elétrica é um importante centro de discussões no cenário nacional e internacional, principalmente devido ao aumento do consumo gerado pelo desenvolvimento econômico dos países. A criação de novas áreas residenciais, indústrias, hospitais, instituições de ensino e outros empreendimentos decorrentes do crescimento da sociedade resultam em um acelerado aumento da demanda de energia elétrica.

Com o aumento da eficiência térmica requerida, as pressões e temperaturas de operação estão aumentando, resultando em um maior grau de degradação dos materiais empregados. A questão do envelhecimento dos componentes das plantas térmicas tem sido exaustivamente estudada e tratada como um dos pontos mais importantes no que diz

respeito à segurança e extensão da vida útil da instalação. Com isto, a necessidade de melhorias nos métodos de testes, monitoração e diagnóstico passou a ser de extrema relevância no campo da engenharia de manutenção, estabelecendo como meta principal a contabilidade da operação dos componentes [KUEHN, 1994].

A demanda crescente em qualidade, confiabilidade e segurança nos processos de produção têm encorajado o desenvolvimento de métodos e estudos na detecção e localização de falhas em plantas térmicas e refinarias. Este aumento crescente tem sido estimulado, principalmente pela complexidade dos processos industriais envolvidos. Nestes processos, a interrupção da produção por alguma falha imprevista pode colocar em risco a segurança do operador, além de provocar perdas econômicas e aumentar os custos com a reparação de algum equipamento danificado. Assim, a implementação de sistemas de controle confiáveis torna-se cada vez mais necessária.

Dessa forma, os profissionais dessas empresas precisam selecionar a estratégia de manutenção mais adequada para cada tipo de equipamento de suas plantas, considerando, entre outros fatores, a importância do equipamento para o processo produtivo, seu custo de aquisição e a sua taxa de falhas. Atualmente, esses profissionais contam basicamente com três estratégias para determinar a melhor oportunidade de realizar a intervenção de manutenção, já bem conhecidas: corretiva, preventiva e preditiva [EPRI, 2006].

Dentre as três estratégias citadas, destaca-se a manutenção preditiva, enfoque deste trabalho, que consiste na medição freqüente de grandezas físicas, consideradas representativas do comportamento do equipamento, para através da análise dessas, emitir um laudo sobre a sua condição operacional. Os sistemas de monitoração são, portanto, ferramentas básicas para a implantação de estratégias preditivas de manutenção. Esses sistemas devem prover informações das grandezas físicas medidas, nas várias condições de operação dos equipamentos, sem interferir no seu funcionamento. Além de conter informações técnicas, o laudo emitido, em geral, sugere a melhor oportunidade para realizar a intervenção no equipamento ou grupo de equipamentos.

A manutenção preditiva contribui principalmente no fator segurança, no sentido de diagnosticar com antecedência a ocorrência de uma possível falha em um componente, evitando conseqüências mais severas. Além disso, apresenta uma contribuição sobre o ponto de vista econômico, de maneira a estabelecer uma melhor programação da manutenção, reduzindo as paradas imprevistas devido a problemas inesperados e com isto disponibilizar a planta para a geração de energia elétrica quase que na sua totalidade do tempo de operação previsto [CARNEIRO, 2003].

#### **2.4.1 Monitoração de deformações**

A monitoração de deformações tem se tornado um método de avaliação de vida remanescente muito atraente, já que pode ser realizado de forma não destrutiva. Em uma abordagem simples, determina-se um limite de deformação medida como um indicativo de que a frequência de inspeção deve ser aumentada. É o que aborda a norma alemã TRD 508 "Inspection and Verification" [1990], que entre outros requisitos, especifica limites de deformação. Para materiais que operam sob regime de fluência, quando o limite de 1% de deformação for atingido, a norma especifica que a periodicidade das avaliações dos componentes seja reduzida. Uma abordagem mais detalhada do acúmulo de deformação com o tempo permite a construção de curvas de fluência para qualquer condição de tensão aplicada. Essa abordagem pode ser utilizada para desenvolver relações entre a deformação e a vida remanescente [PARKER, 2007]. Dessa maneira, ações podem ser programadas para os períodos de manutenção periódica das usinas.

A disponibilização de informações mais detalhadas sobre o real comportamento de componentes e tubulações, obtidos através de sistemas de monitoração de deformações por exemplo, é de extrema importância para a engenharia de manutenção de uma usina de geração térmica. O conhecimento da deformação local em regiões sujeitas a elevados níveis de tensão no componente analisado pode auxiliar a tomada de decisões.

Hahn *et al* [2002] sugerem que estas medições sejam realizadas por extensômetros especiais para altas temperaturas. Segundo os autores, sua aplicação deve ser limitada a poucos equipamentos ou componentes e utilizada apenas em casos especiais, devido aos elevados custos gerados. Como alternativa, eles desenvolveram uma metodologia

para medição da deformação local, “medição por triangulação”. Essa metodologia consiste em se soldar três parafusos, que marcam os vértices de um triângulo de dimensões pré-determinadas, no componente a ser analisado. A posição inicial deste triângulo é então registrada por uma câmera digital. A monitoração consiste no acompanhamento, através de câmeras de alta resolução, das posições destes parafusos no decorrer da operação do componente [HAHN *et al*, 2002].

MORRIS *et al*. [2002] afirmam que a vida em serviço de tubulações de plantas de geração térmica é muito dependente da taxa de fluência do material que a compõe, mais especificamente, da taxa mínima de fluência deste. Por isso, a monitoração deste parâmetro é de extrema importância como uma ferramenta para avaliação da vida residual deste componente. Para tal, afirmam os autores, é preciso que os sensores para monitoração da deformação sejam robustos o suficiente para suportarem as severas condições ambientais de uma usina termelétrica.

JOAS, H. D. [1999] expõe em seu trabalho, que a monitoração *on-line* surge com uma ferramenta importante para avaliação de vida remanescente de componentes de plantas térmicas. O autor propõe um método para medição de deformação por fluência, que, segundo ele, pode ser usado não só como uma medida de dano do material, mas também como detecção antecipada de uma possível falha. A metodologia é baseada na medição de deformações utilizando extensômetros para alta temperatura aliada a avaliações periódicas da microestrutura do ponto analisado, através de réplicas metalográficas.

Apesar de muitos trabalhos publicados discorrerem acerca da importância da monitoração em serviço da deformação por fluência em componentes que operam nesta condição, e alguns inclusive sugerirem algumas metodologias para tal, não existem resultados efetivos na literatura sobre este feito. Neste contexto, este trabalho se propõe a apresentar uma metodologia de avaliação de vida através da monitoração das deformações por fluência, utilizando extensômetros para alta temperatura. Diante da carência da literatura para tal fim, um dos desafios é avaliar o sensor de deformações empregado; e analisar a confiabilidade dos dados medidos por ele.



### 3. METODOLOGIA

#### 3.1 Material

Para o desenvolvimento deste trabalho foram confeccionados corpos de provas a partir de tubos novos, de mesma composição química, fornecidos pela TRACTEBEL ENERGIA, do aço 2,25Cr-1Mo, cuja especificação equivale ao ASTM A213 T22. Foram utilizados 3 tubos com diâmetro de 44mm e espessura de 3,8mm, e aproximadamente 1 metro de comprimento. A Figura 3.1.1 ilustra um dos tubos recebidos.



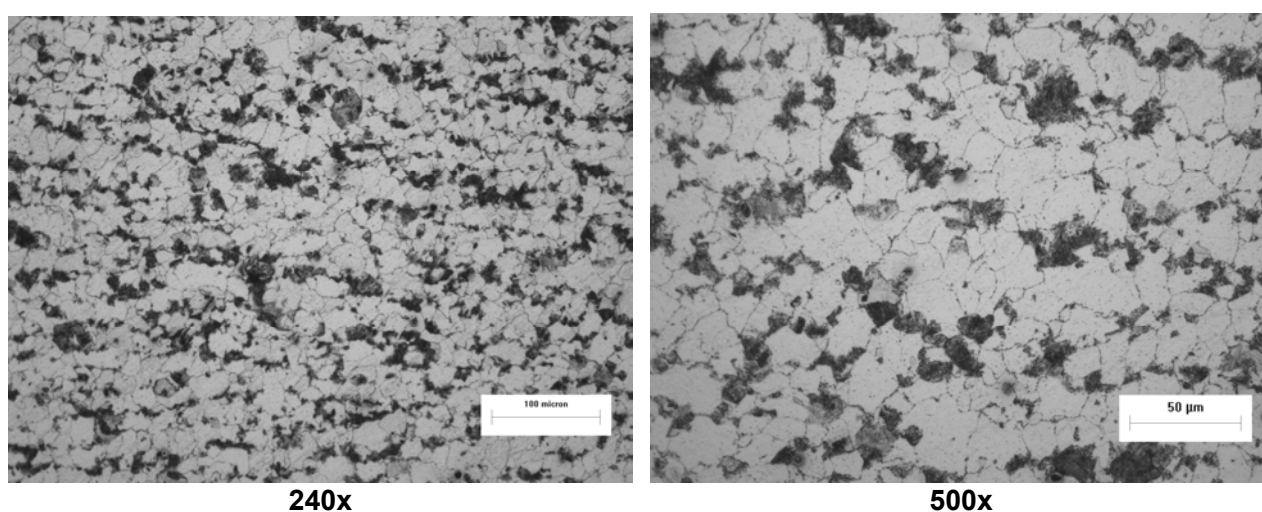
**Figura 3.1.1 – Tubo de aço 2,25Cr-1Mo**

A Tabela 3.1 apresenta os resultados da análise química realizada por amostragem em seções dos tubos recebidos. A título de comparação, na mesma tabela pode-se observar a composição química nominal do aço ASTM A213 T22, indicando que o material está de acordo com o especificado. A obtenção de informações relativas ao atendimento das especificações de composição química do material recebido foi conduzida no laboratório de análises químicas do CEPTEL, através do ensaio de análise química quantitativa, empregando os métodos de: a) combustão direta: carbono e enxofre; b) gravimetria: silício; c) volumetria: fósforo e d) espectrofotometria de absorção atômica: cromo, molibdênio, e manganês.

**TABELA 3.1 – Composição química do tubo 2,25Cr-1Mo**

Composição Química (%)							
Elementos	C	S	P	Si	Mo	Mn	Cr
Material recebido	0,09	0,002	0,014	0,21	0,89	0,38	2,1
ASTM A213 T22	0,05-0,15	0,025 máx	0,025 máx	0,50 máx	0,81-1,13	0,3-0,6	1,9-2,6

A análise microestrutural do material foi realizada através de microscopia ótica, cujo objetivo foi caracterizar e identificar as microestruturas presentes na condição de “como recebida”. Foi utilizado o microscópio ótico da marca *Olympus*, modelo GX71. As imagens foram registradas em campo claro. Foram retiradas três amostras de cada tubo utilizado; uma de cada extremidade e uma da região central, totalizando 9 amostras para caracterização. A Figura 3.1.2 apresenta a metalografia encontrada. Conforme pode ser observado, o material apresenta estrutura metalográfica composta por ferrita e perlita, condizente com a microestrutura esperada para o material novo do aço em questão.



**Figura 3.1.2 – Estrutura metalográfica dos tubos de aço 2,25Cr-1Mo, como recebida. Ataque químico: Vilella**

A caracterização mecânica foi realizada através de ensaio de microdureza escala Vickers, carga de 10 kgf, segundo a norma ASTM E384, com realização de dez medições por amostra. O ensaio foi realizado na máquina *Buehler* modelo *Micromet 5103*, nas 9 amostras utilizadas na caracterização metalográfica. O valor médio de dureza Vickers obtido foi de  $165 \pm 2\text{HV}$ . Este resultado está de acordo com a especificação nominal do aço ASTM A213 T22, que é 130-196HV.

### 3.1.1 Corpos de prova utilizados

O modelo de corpo de prova utilizado nos ensaios é uma proposição deste trabalho, sendo retirado dos tubos recebidos, conforme desenho esquemático da Figura 3.1.3. A espessura dos corpos de prova é a mesma dos tubos recebidos 3,8 cm. A Figura 3.1.4 apresenta uma foto do corpo de prova utilizado.

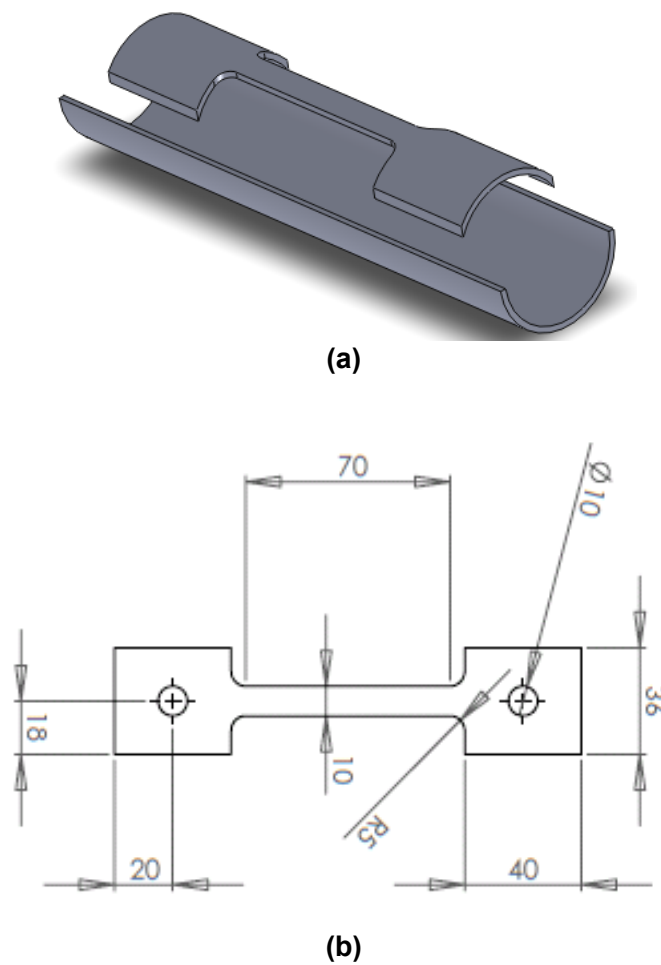


Figura 3.1.3 – (a) Desenho do corpo de prova retirado do tubo de aço 2,25Cr-1Mo; (b) vista superior apresentando suas dimensões.



**Figura 3.1.4 – Foto do corpo de prova utilizado nos ensaios de fluência.**

Conforme pôde ser observado na figura anterior, foram feitos furos nos o corpos de prova, para fixação nas garras da máquina de fluência, desenvolvidas para se adaptarem as dimensões dos corpos de prova. Para um encaixe adequado, as extremidades dos corpos de prova foram achatadas, conforme indicado pela ASTM E8 (2000). A fixação entre o corpo de prova e a garra da máquina foi realizada por meio de pinos, conforme pode ser visto na Figura 3.1.5. Tantos as garras quantos os pinos foram confeccionados de aço inoxidável.



(a)



(b)



(c)

**Figura 3.1.5 – Luvas de fixação do corpo de prova desenvolvida para este trabalho: (a) e (b) fotos da luva; (c) desenho esquemático do corpo de prova fixado às luvas.**

As amostras empregadas nos ensaios de fluência obedeceram à seguinte especificação de codificação:

**CP T\_s\_n**

Onde **T** é a temperatura de realização de ensaio, **s** é a tensão aplicada e **n** é o número do corpo de prova (1,2 e 3). Exemplo:

- CP600\_150\_2 significa: amostra de número 2, para realização de ensaio de fluência à 600°C com carga de 150MPa.

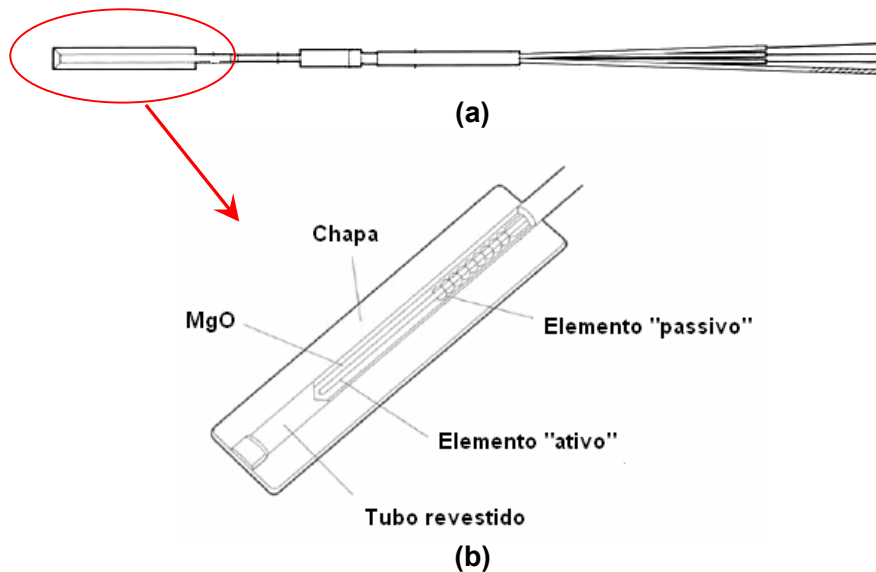
### 3.2 Extensômetros utilizados

Foram objetos deste estudo três sensores: extensômetro resistivo da KYOWA; extensômetro resistivo HPI e o extensômetro capacitivo da SJB. As principais características dos sensores estão descritas nas subseções seguintes.

#### 3.2.1 Extensômetro resistivo KYOWA KHCM 10-120-G15-11-C2M

Um dos sensores estudados é da procedência japonesa KYOWA ELETRONIC INSTRUMENT, modelo KHCM-10-120-G15-11 C2M.

A denominação KHCM diz respeito à série selecionada, e se refere aos extensômetros encapsulados para altas temperaturas (*encapsulated high-temperature strain gages*). O sensor é composto por 2 elementos e possui compensação de temperatura. Os dois elementos – *gage* “ativo” e o “passivo” (*dummy*) são inseridos em um tubo metálico – liga *Inconel600* – isolado com óxido de magnésio. As séries variam, ainda, em função do material a ser testado como, por exemplo, metais, concreto ou materiais compósitos. Estas séries são divididas também, pela finalidade para as quais os extensômetros são especificados como, por exemplo, para a medição de tração; para o acompanhamento do desenvolvimento de trincas e respectiva velocidade de propagação, medição de tensão residual, etc. O código 10, diz respeito ao comprimento da grade do extensômetro, que nesse caso é de 10 milímetros. O código 120 se refere à resistência ôhmica que é de 120 ohms. G15 é o *lay-out* do extensômetro, dentre os aproximadamente 40 modelos oferecidos pelo fabricante, e nesse caso refere-se ao modelo uniaxial com dois elementos. O número 11 se refere ao coeficiente de expansão linear que é de  $11,7 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ . A letra C refere-se ao tipo de cabo, que é um cabo MI (*Mineral Insulated*), e 2M ao seu comprimento, 2 metros. Um desenho esquemático deste extensômetro e de seus principais componentes pode ser visto na Figura 3.2.1, enquanto a Figura 3.2.2 apresenta uma foto do sensor.



**Figura 3.2.1 – (a) Desenho esquemático do extensômetro utilizado e (b) detalhe ampliado, com os principais componentes do sensor (KYOWA ELETRONIC INSTRUMENT)**



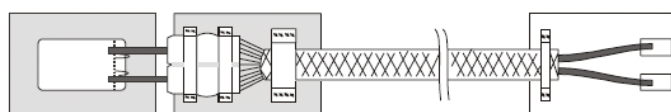
**Figura 3.2.2 – Foto do extensômetro Kyowa modelo KHCM-10-120-G15-11 C2M**

### **3.2.2 Extensômetro resistivo HPI HBWAH 12-250-X-2CB875**

O segundo extensômetro elétrico de resistência estudado é de procedência americana HITEC PRODUCTS, INC. (HPI), sendo o modelo HBWAH 12-250-X-2CB875.

A denominação HBWAH diz respeito à série selecionada, e se refere aos extensômetros resistivos soldáveis. As três primeiras letras, H, B e W significam Hitec Bonded Weldable, enquanto as letras A e H referem-se ao material que compõe o sensor, *flame sprayed*

*alumina*. O sensor é composto por uma chapa metálica – a liga *Kanthal A1*, recoberta por alumina. O número 12 refere-se ao valor da resistência de extensômetro (120 ohms) dividido por dez. O número 250 está associado ao comprimento da grade do extensômetro (mils). As demais letras e números referem-se às propriedades físicas do extensômetro: 2 é o comprimento do cabo utilizado, em metros; CB é o material no qual o cabo foi confeccionado (*ceramic braid*) e 875 é a sua curvatura. A Figura 3.2.3 mostra um desenho esquemático deste sensor, enquanto na Figura 3.2.4 pode ser vista uma foto do mesmo.



**Figura 3.2.3 – Desenho esquemático do extensômetro da marca americana HPI, modelo HBWAH 12-250-X-2CB875 [HITEC PRODUCTS, INC]**



**Figura 3.2.4 – Foto do extensômetro HPI, soldado em um corpo de prova.**

### **3.2.3 Extensômetro capacitivo SJB**

O extensômetro capacitivo empregado no desenvolvimento deste estudo é de procedência inglesa SJB ENGINEERING LTD.

O sensor é composto por dois eletrodos cúbicos, paralelos e de mesma área, separados por uma distância específica – o dielétrico, conforme pode ser observado na Figura 3.2.5. Na base do extensômetro encontram-se duas chapas de aço que permitem a soldagem no material que será ensaiado.





**Figura 3.2.5 – Foto do extensômetro capacitivo SJB**

### **3.2.4 Soldagem dos extensômetros**

A técnica de instalação de extensômetros é dividida duas em fases. Inicialmente é indicada uma preparação da região aonde será fixado o sensor, por lixamento e polimento mecânicos, para a remoção de materiais não aderentes, regularização da superfície e homogeneização da rugosidade superficial. A superfície assim preparada é limpa com acetona aplicada com um tecido que não deixe resíduos na mesma.

Os modelos de extensômetros utilizados neste trabalho são fixados à superfície por meio de solda a ponto, resistente a elevadas temperaturas. Tendo em vista a importância que uma adequada instalação representa na qualidade dos resultados, os fornecedores tradicionais de extensômetros fornecem os principais produtos e orientações a cerca dos acessórios a serem utilizados.

Para execução da solda dos sensores nos corpos de prova utilizou-se a máquina da *KYOWA INSTRUMENTS*, modelo GW-3C, mostrada na Figura 3.2.6. A Tabela 3.2.1 apresenta as principais características do equipamento.



**Figura 3.2.6 – Máquina utilizada para soldagem dos extensômetros nos corpos de prova.**

**Tabela 3.2.1 – Características da máquina de solda utilizada na fixação dos extensômetros**

<b>Tipo</b>	Capacitiva
<b>Energia de soldagem</b>	<i>low</i> : 0 a 25Ws <i>high</i> : 0 a 50Ws
<b>Voltagem de soldagem</b>	1Ws: 150/min 5Ws: 120/min 10Ws: 80/min 20Ws: 60/min
<b>Dimensões e peso</b>	183 x 153 x 313 mm // 8,2kg

### 3.3 Ensaios preliminares com os extensômetros

A etapa inicial deste trabalho consistiu na execução de ensaios preliminares com os extensômetros especificados na seção anterior para utilização em análise do material sob condições de fluência. Os principais objetivos desta etapa foram:

- Elucidar técnicas de manuseio, uso e o próprio comportamento de extensômetros para altas temperaturas. Atualmente, praticamente não existem trabalhos publicados acerca destes sensores, seja destacando seu uso e propriedades ou mesmo apresentando resultados de medições realizadas. Além disso, as etapas pré-ensaio também foram analisadas, como a calibração do sensor e do condicionador de sinais utilizado, por exemplo.

- Selecionar o extensômetro, dentre os três modelos estudados, com o melhor desempenho em laboratório para aplicação em ensaios de fluência de longa duração e na monitoração das deformações em campo.

Dentre as características desejáveis estão a estabilidade do sensor, a precisão nas medidas e a durabilidade do mesmo. Os testes preliminares foram realizados por meio de ensaios de tração a temperatura ambiente e ensaios de fluência de curta duração. Os ensaios realizados estão descritos nos parágrafos abaixo.

### **3.3.1 Ensaios de carregamento em tração a temperatura ambiente**

Neste ensaio utilizou-se como referência um outro modelo de extensômetro, amplamente utilizado e de grande confiabilidade no mercado, da *MICRO-MEASUREMENTS* (MM), modelo EA-06-250-BG-120. O objetivo deste ensaio foi realizar uma avaliação inicial do extensômetro e comparar suas medidas com as do sensor de referência. A fixação do sensor MM é feita por meio de colagem, utilizando-se uma cola especial, fornecida pelo fabricante. Além disso, esta etapa visou a avaliação e calibração do condicionador de sinais empregado na leitura dos dados monitorados. Os ensaios foram realizados com carga de 4000kgf e com velocidade de 0,1 mm/min. O carregamento empregado garante que a tensão imposta seja inferior à tensão de escoamento do material. O teste foi realizado em um dos tubos recebidos. Foram realizados dois ensaios: o primeiro apenas com os extensômetros resistivos, KYOWA e HPI, e o segundo, com o extensômetro capacitivo SJB.

### **3.3.2 Ensaios de fluência de curta duração**

O ensaio foi realizado em corpos de provas confeccionado de um dos tubos recebidos, conforme seção 3.1.1, utilizando os dois extensômetros resistivos em estudo. Esta etapa objetivou a comparação destes sensores indicados para monitoração de deformação em elevadas temperaturas. O ensaio foi realizado com tensão de 200 MPa, a temperatura de 550°C, que é a temperatura máxima de operação em caldeiras cujos componentes são fabricados com este aço.

### 3.4 Ensaio de fluência de longa duração

O objetivo dos ensaios de fluência de longa duração foi validar a utilização do extensômetro escolhido a partir dos ensaios preliminares descritos na seção anterior, na avaliação de materiais sob condições de fluência. Essa avaliação considerou a estabilidade e precisão de suas medições e o próprio comportamento do sensor sob as condições impostas pelos ensaios, além da comparação com os valores de deformação obtidos pelo sistema de medição da máquina de fluência utilizada (LVDT). Além disso, verificou-se se a determinação da taxa mínima de fluência, a partir dos resultados alcançados pelo sensor, é satisfatória.

Para isto, as características de fluência do material ensaiado – o aço 2,25Cr-1Mo, foram determinadas de duas maneiras: utilizando-se o *Linear Variable Differential Transformer (LVDT)*, componente da própria máquina de fluência utilizada e os extensômetros para alta temperatura. Essas características envolvem a forma da curva de fluência; a taxa de deformação, especialmente no estágio de fluência secundária; a determinação da taxa mínima de fluência e o tempo de ruptura do material em diferentes condições de temperatura e tensão.

Os ensaios de ruptura por fluência sob tensão constante obedeceram às recomendações contidas na norma ASTM E139 (2000). A Figura 3.4.1 mostra as máquinas de fluência, modelo STM/MF 1000, utilizadas nos ensaios realizados. O conjunto de máquinas é composto por um sistema de alavanca para aplicação de cargas, fornos, *LVDT (Linear Variable Differential Transformer)* e sistemas lógicos de aquisição de dados de temperatura, tensão e deslocamento acoplados a um computador.



**Figura 3.4.1 – Máquinas para realização dos ensaios de fluência**

Realizou-se um total de 19 ensaios, sendo pelo menos 2 ensaios para cada condição empregada. Os ensaios foram executados em diferentes níveis de temperatura e tensão e apresentaram tempos de ruptura entre 23 e 2.616 horas. A Tabela 3.4.1 apresenta os mapas dos ensaios de fluência executados.

**Tabela 3.4.1 – Condições estabelecidas para ensaios de fluência**

Tensão (MPa)	Temperatura (°C)
120	525
	550
	575
	600
150	525
	550
	575
	600

### **3.4.1 Leitura e aquisição dos dados**

A leitura e aquisição dos dados de deformação do corpo de prova ao longo do tempo de realização do ensaio foram realizadas de duas maneiras:

- Por um equipamento do tipo LVDT (*Linear Variable Differential Transformer*), componente da máquina de fluência, onde as informações são enviadas e armazenadas em um multímetro do tipo *DATALOG*.
- Por um condicionador de sinais, modelo CDV-700A, da KYOWA INSTRUMENTS, que faz a leitura direta dos sinais medidos pelo extensômetro. Essas medidas também foram armazenadas no *DATALOG*.

Em ambos os casos, os sinais medidos são em *volts*; a conversão para unidades de deformação foi feita de acordo com o indicado pelos fabricantes dos referidos equipamentos. O intervalo de aquisição de dados foi de 5 minutos.

### 3.5 Monitoração em campo da deformação por fluência

A segunda etapa deste trabalho consistiu na instalação de extensômetros de alta temperatura em duas linhas de vapor de uma usina de geração: linha de vapor superaquecido e linha de vapor reaquecido quente. A Tabela 3.5.1 apresenta as características principais das linhas em questão.

**Tabela 3.5.1 – Características principais das linhas de vapor**

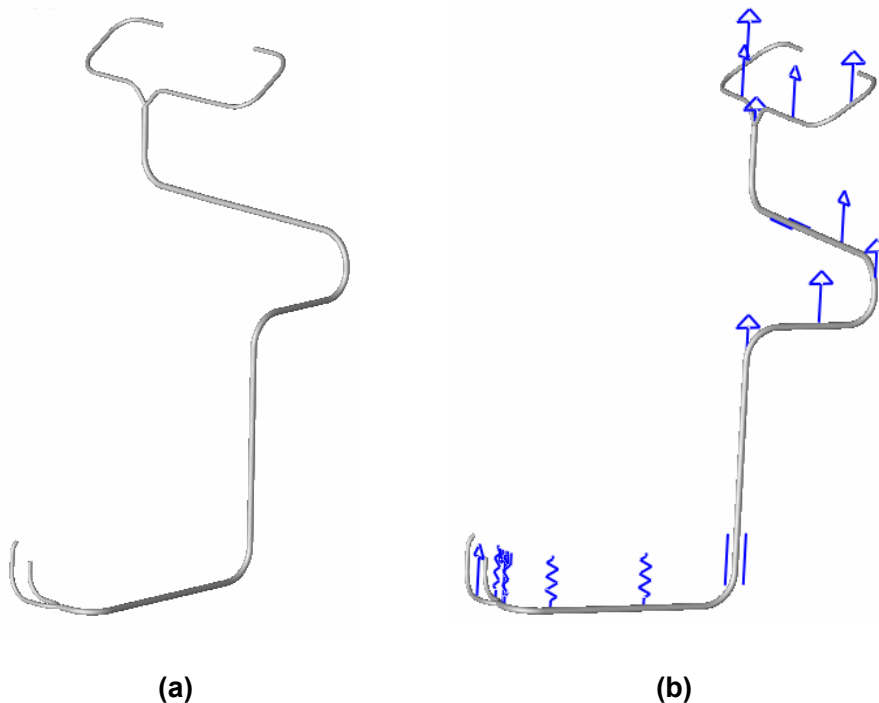
Linha de vapor	Material	Diâmetro externo (mm)	Espessura (mm)	Pressão de operação (MPa)	Temperatura de operação (°C)
Reaquecido Quente	2,25Cr-1Mo	419	20	4,65	536
		584	27		
Superaquecido		324	50	17,21	538
		433	64		

Esta etapa do trabalho pode ser dividida em 4 fases, sendo elas:

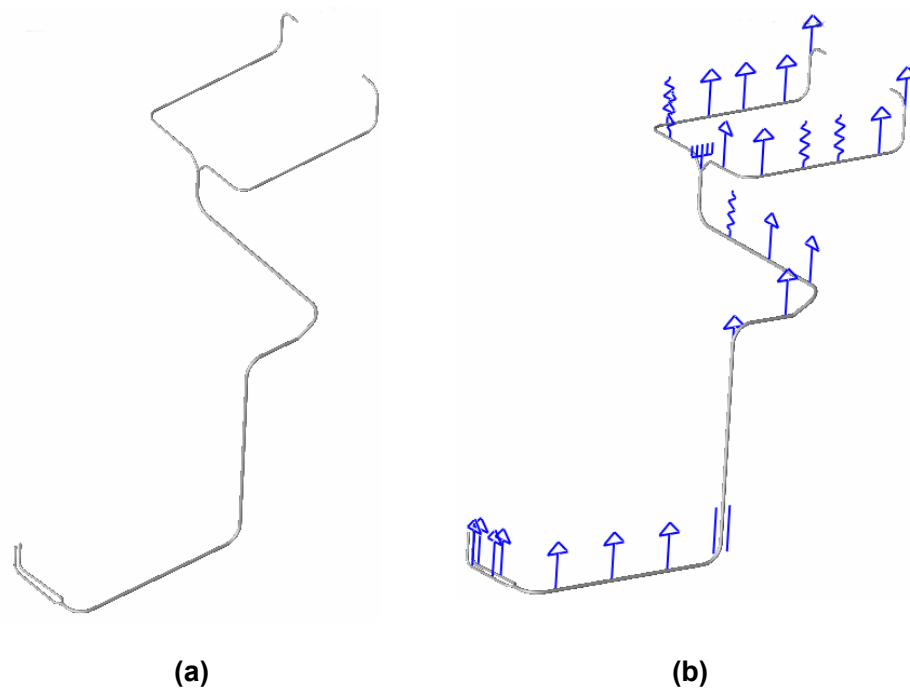
- Modelagem geométrica das linhas de vapor;
- Análise em elementos finitos para definição dos pontos mais críticos das linhas;
- Instalação dos extensômetros;
- Análise dos dados e desenvolvimento do programa de monitoração

### 3.5.1 Modelagem geométrica das linhas de vapor

Esta etapa consistiu na construção dos modelos geométricos das linhas de vapor, baseando-se nas plantas baixas das mesmas. Para tal, foi realizada uma análise minuciosa de todos os suportes existentes nas linhas, que foram classificados de acordo com TELLES (2005). Essa classificação é de grande importância nessa etapa da modelagem visto que o tipo de suporte e as reações mecânicas causadas por ele ao trecho da tubulação no qual ele está fixado, são dados de entrada na etapa de simulação numérica. Os níveis de tensão podem variar muito de acordo com o tipo de suporte aplicado. Os desenhos geométricos foram construídos através do programa PIPEPAK, um módulo específico para análise em tubulações do programa de elementos finitos ALGOR. As Figuras 3.5.1 e 3.5.2 mostram os modelos geométricos das linhas de vapor reaquecido quente e superaquecido, respectivamente, apresentando também a distribuição dos suportes nas mesmas. Foram empregados os seguintes tipos de suportes: rígido, mola e guia (TELLES, 2005). A Figura 3.5.3 apresenta as fotos dos tipos de suportes mencionados existentes nas linhas de vapor estudadas.



**Figura 3.5.1 – (a) Modelo geométrico da linha de vapor reaquecido quente, (b) distribuição dos suportes existentes na linha.**



**Figura 3.5.2 – (a) Modelo geométrico da linha de vapor superaquecido  
(b) distribuição dos suportes existentes na linha.**





(a)



(b)



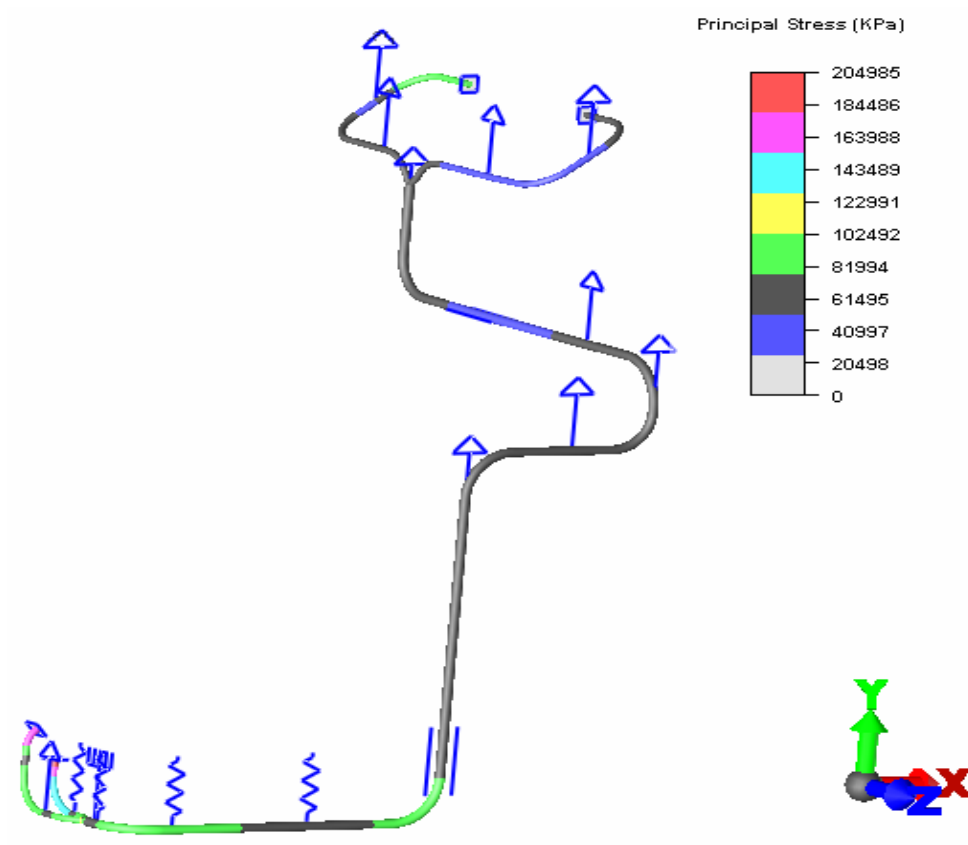
(c)

**Figura 3.5.3 – Fotografias dos tipos de suportes existentes nas linhas de vapor analisadas, classificados de acordo com TELLES (2005): (a) suporte tipo mola, (b) suporte tipo rígido e (c) suporte tipo guia.**

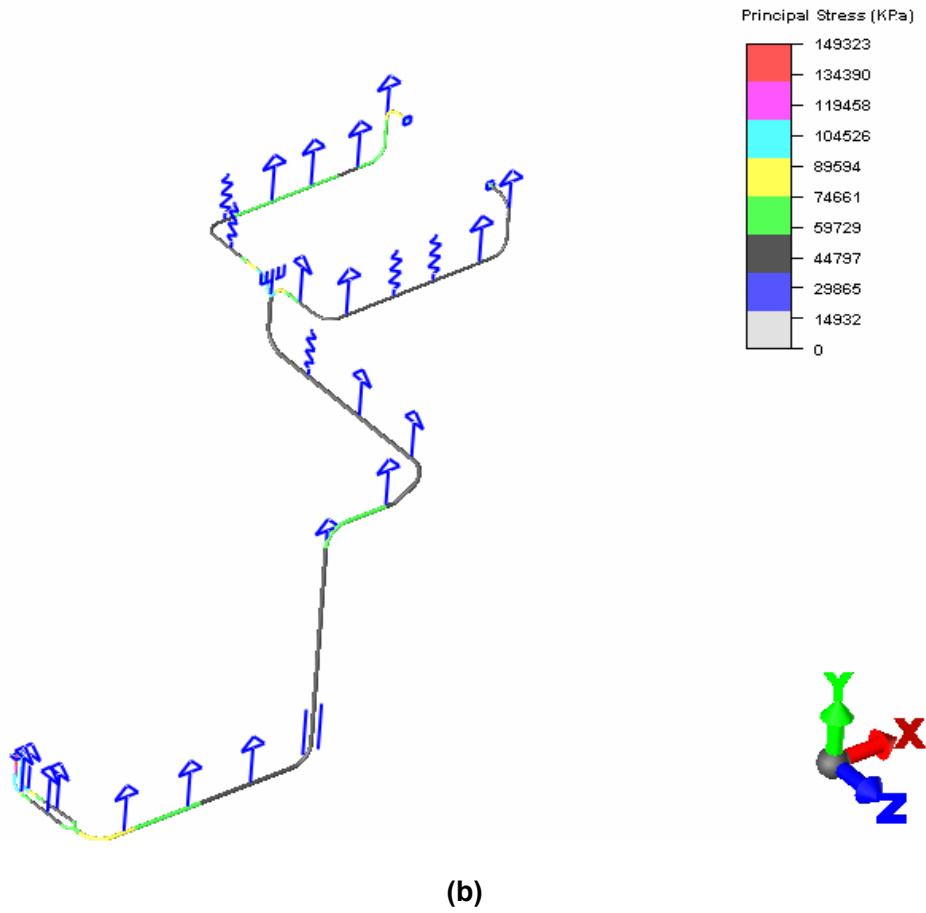
### **3.5.2 Análise em elementos finitos**

A análise em elementos finitos foi realizada com o programa ALGOR, utilizando-se o módulo PIPEPAK. Essa análise considerou a operação em base da caldeira, ou seja, com temperatura e pressão constante, de acordo com os valores apresentados na Tabela 3.5.1. O objetivo desta etapa foi analisar o comportamento mecânico das linhas de vapor e definir a distribuição das tensões mecânicas. A Figura 3.5.4 apresenta as simulações

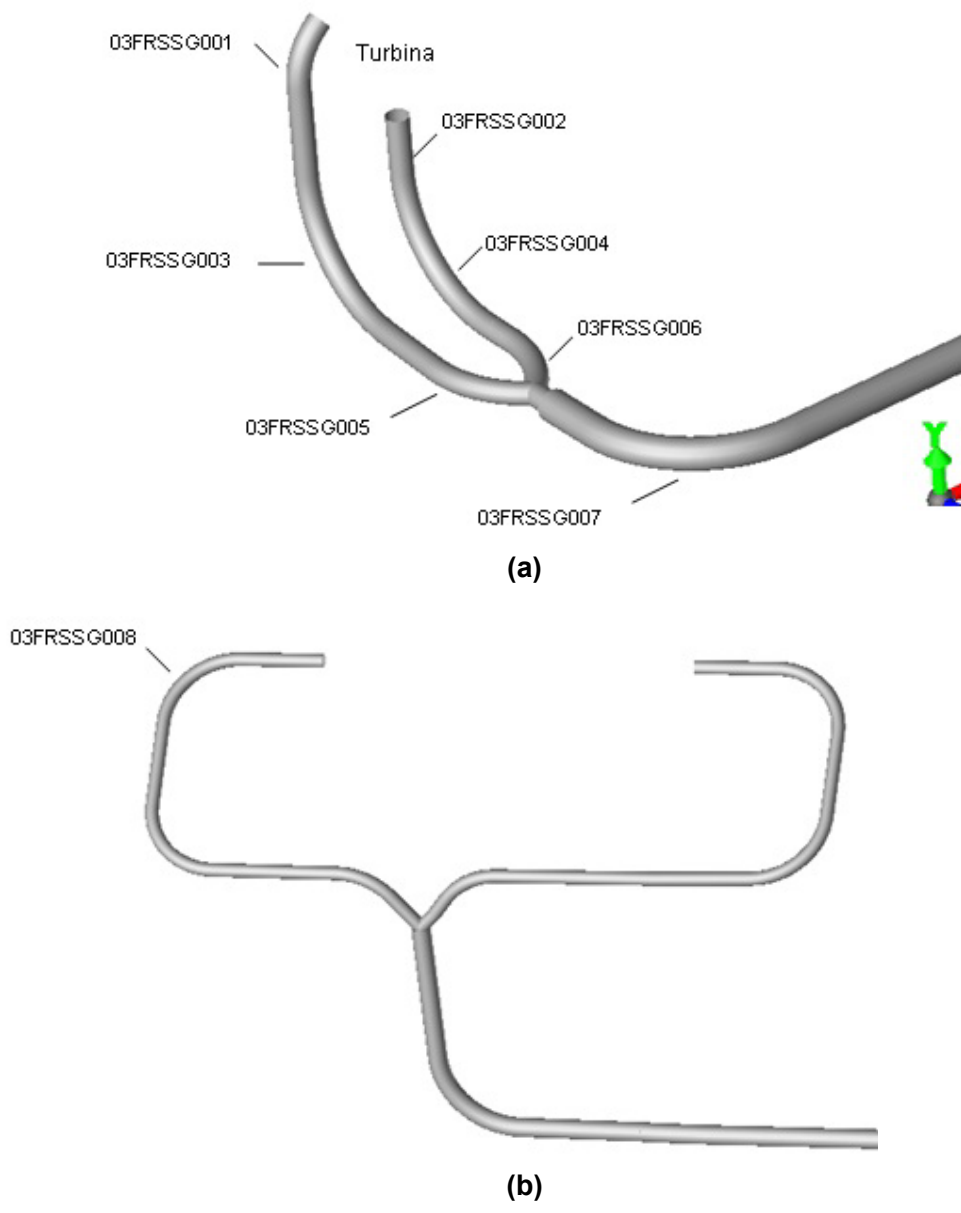
realizadas, considerando as tensões principais em cada trecho das linhas de vapor. As regiões sujeitas aos maiores níveis de tensão foram as escolhidas para monitoração com os extensômetros. As Figuras 3.5.5 e 3.5.6 mostram os pontos de instalação dos sensores. A nomenclatura foi dada pela equipe de manutenção da usina.



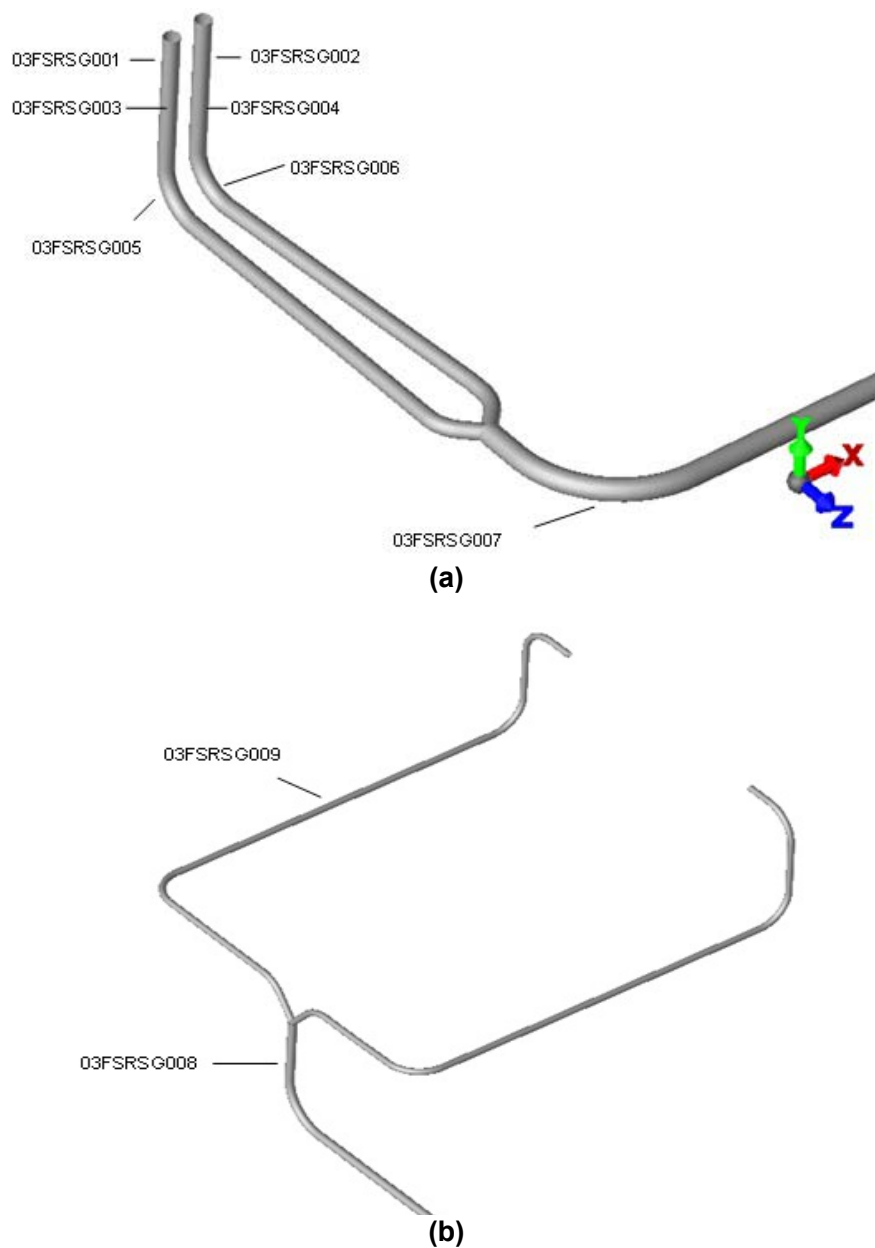
(a)



**Figura 3.5.4 – Análise da distribuição das tensões mecânicas nas linhas de vapor (a) reaquecido quente e (b) superaquecido. A legenda de cores apresenta as faixas de tensões principais presentes em cada trecho das tubulações, em KPa.**

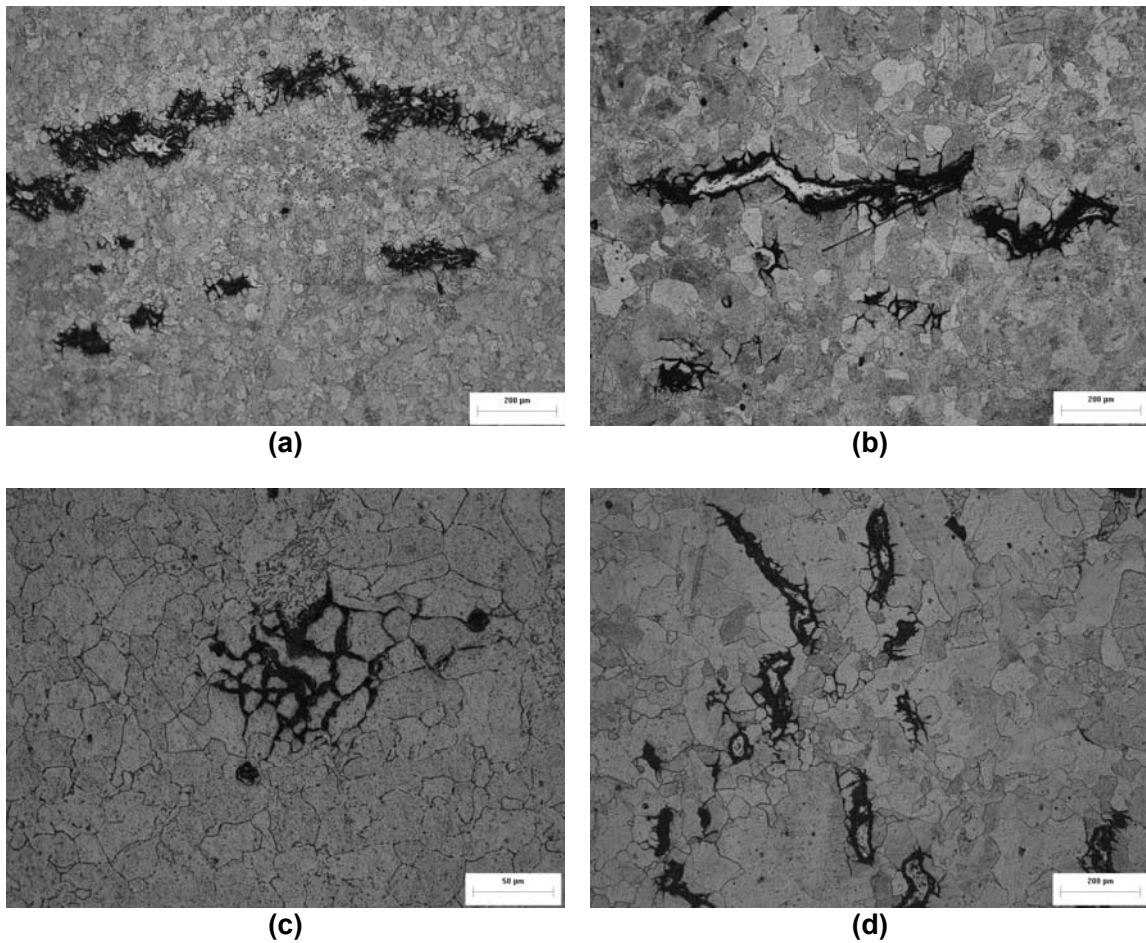


**Figura 3.5.5 – Pontos de instalação dos extensômetros na linha de vapor reaquecido quente**



**Figura 3.5.6 - Pontos de instalação dos extensômetros na linha de vapor superaquecido.**

Antes da instalação dos extensômetros nos locais definidos pela análise em elementos finitos, foram realizadas réplicas metalográficas nestes pontos, objetivando uma análise microestrutural dos mesmos, antes do início da monitoração. Em algumas das regiões apontadas como críticas pela simulação, a estrutura apresentava sinais de degradação, com a presença inclusive de microtrincas, corroborando os resultados da simulação numérica, conforme pode se observado na Figura 3.5.7.



**Figura 3.5.7 – Réplicas metalográficas de alguns pontos onde foram instalados os extensômetros. A análise microestrutural mostrou a presença de microtrincas, corroborando os resultados obtidos pela simulação em elementos finitos. Ataque químico: Nital.**

### ***3.5.3 Instalação dos extensômetros***

A partir dos resultados da simulação numérica, foram definidos os pontos de instalação dos extensômetros (modelo escolhido nos testes preliminares, utilizado nos ensaios de fluência de longa duração), situados nas regiões que apresentaram o maior nível de solicitação mecânica, conforme mencionado na seção anterior. Na linha de vapor reaquecido quente foram oito pontos os escolhidos para monitoração das deformações enquanto na linha de vapor superaquecido, nove pontos. Em cada ponto foram instalados 2 extensômetros, perpendiculares entre si, para avaliação da evolução das deformações

principais (longitudinal e axial) e da resposta dos sensores em ambas as situações. A Figura 3.5.8 mostra uma foto de dois dos pontos que estão sendo monitorados.



**Figura 3.5.8 – Extensômetros instalados em dois dos pontos monitorados na linha de vapor principal.**

Assim como em laboratório, o procedimento de instalação dos extensômetros em campo consistiu na preparação da superfície através de lixamento mecânico e soldagem dos mesmos através de solda a ponto. A equipe de manutenção da usina instalou termopares, do tipo K, em toda extensão das referidas linhas de vapor, com espaçamento de 2 metros entre cada termopar. As medições de temperatura também são dados de entrada para o programa de monitoração desenvolvido neste trabalho.

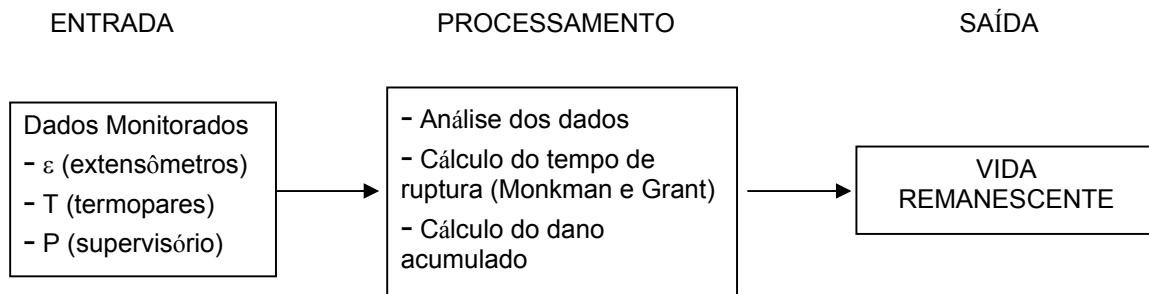
#### **3.5.4 Programa MONITERMO**

Para este estudo, foi desenvolvido o programa MONITERMO, que têm por finalidade monitorar e calcular a vida residual de componentes de caldeiras térmicas, considerando as condições de operação da mesma. O sistema é formado pela integração do conjunto de *hardware* e *software* que atuam na aquisição e no tratamento de dados, e pode fornecer aos usuários as informações coletadas neste processo, de acordo com o perfil de cada um deles.

Os dados monitorados em campo – deformação, medida pelos extensômetros instalados; temperatura, medida pelos termopares espalhados ao longo das linhas de vapor e a pressão do vapor, medida pelo sistema supervisor da usina, são armazenados

periodicamente, a cada cinco minutos, em um banco de dados que pode ser acessado via *internet*. Estes registros compõem um histórico e o programa permite ao usuário a realização de análises sobre o desempenho e o comportamento do equipamento monitorado, além de prover ferramentas e recursos para o tratamento destas informações.

O programa MONITERMO fundamenta-se em uma metodologia matemática que associa as taxas de deformação dos materiais monitorados à sua vida remanescente e é baseado em tecnologia *WEB*, banco de dados *Postgres* e plataforma *Fielp Point*, da *National Instruments*. A Figura 3.5.9 apresenta um esquema do programa. A etapa de processamento está descrita nos parágrafos abaixo.



ε: deformação ( $\mu\epsilon/\epsilon$ ); T: temperatura ( $^{\circ}\text{C}$ ); P: pressão de vapor (Bar)

**Figura 3.5.9 – Esquema do programa MONITERMO. Os dados de entrada são as grandezas monitoradas: deformação, temperatura e pressão do vapor.**

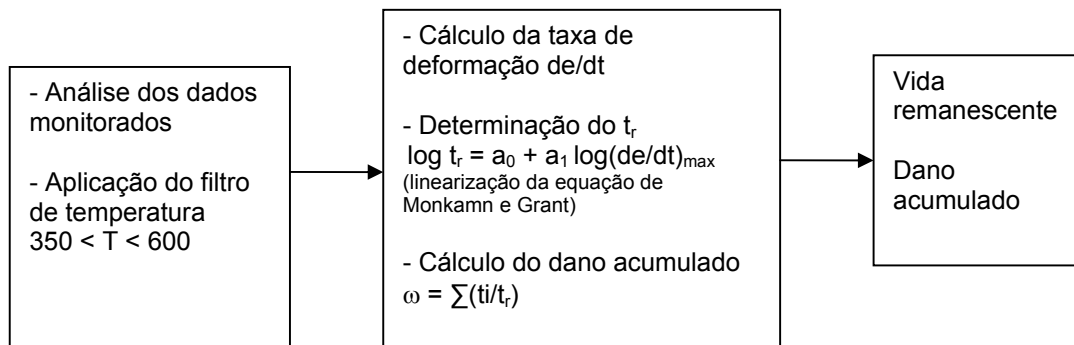
### 3.5.4.1 Processamento dos dados monitorados

O cálculo do tempo de ruptura é realizado através da relação de MONKAMN e GRANT (1956), de acordo com a equação 1.1. Conforme mencionado, foram instalados 2 extensômetros em cada ponto de monitoração, perpendiculares entre si. A cada aquisição de dado de deformação, realizada em intervalos de cinco minutos, o programa procede com o cálculo da sua derivada temporal. Os valores calculados para ambos os sensores de cada ponto são então comparados e para o cálculo do tempo de ruptura, considera-se o maior valor absoluto da taxa de deformação calculada. Assim, para cada ponto de monitoração, apenas um valor de tempo de ruptura é obtido, tornando a análise mais conservadora.

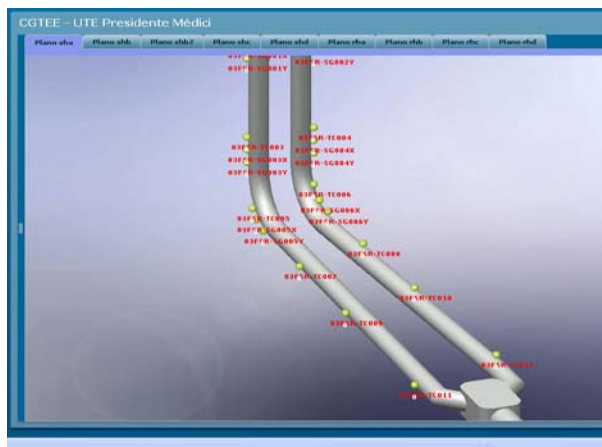


O dano acumulado é calculado através da regra de Robinson (equação 2.6). Foi realizada uma estimativa de dano até o início da monitoração (dano inicial), através da análise do histórico de avaliações de integridade estrutural das linhas de vapor. A atualização do cálculo do dano e da vida remanescente é realizada a cada 24 horas. Como saída, o programa fornece o percentual de dano acumulado e a vida remanescente, percentual e em horas, do componente monitorado.

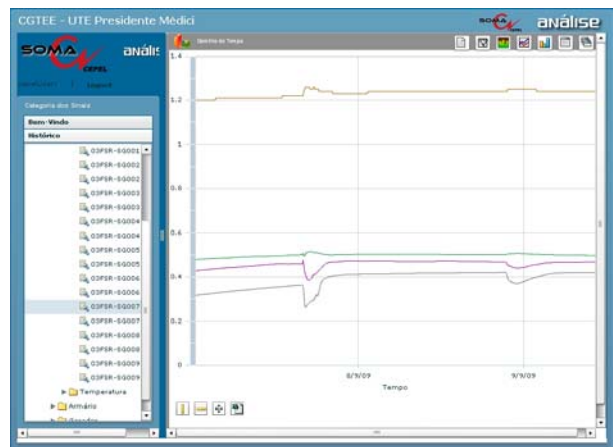
A Figura 3.5.10 apresenta um esquema da etapa de processamento do programa MONITERMO. As Figuras 3.5.11 e 3.5.12 apresentam telas do programa, as quais o usuário tem acesso via *internet*.



**Figura 3.5.10 – Diagrama de blocos representando o processamento do programa MONITERMO.**



(a)



(b)

**Figura 3.5.11 – Telas de saída do programa MONITERMO: (a) localização dos sensores instalados, no trecho da linha de vapor superaquecido próxima à turbina; (b) gráfico de evolução da deformação versus tempo**

TAG	Accumulated Damage	Remaining Life (hours)	Remaining Life (%)	Calculation Method
03FSR-SG001X	0.59	1.00e+3	40.52	Monkman-Grant
03FSR-SG001Y	0.61	1.10e+3	38.96	Monkman-Grant
03FSR-SG002Y	0.60	1.30e+3	39.94	Monkman-Grant
03FSR-SG003Y	0.67	8.83e+2	33.02	Monkman-Grant
03FSR-SG004X	0.60	5.01e+2	40.44	Monkman-Grant
03FSR-SG004Y	0.66	8.79e+2	33.91	Monkman-Grant
03FSR-SG005X	0.58	8.81e+2	42.00	Monkman-Grant
03FSR-SG006X	0.78	5.89e+2	21.62	Monkman-Grant
03FSR-SG006Y	0.79	6.01e+2	20.79	Monkman-Grant
03FSR-SG007X	0.73	6.22e+2	27.13	Monkman-Grant
03FSR-SG007Y	0.72	5.77e+2	27.64	Monkman-Grant
03FSR-SG008X	0.57	7.48e+4	43.00	Monkman-Grant
03FSR-SG008Y	0.57	7.48e+4	43.00	Monkman-Grant
03FSR-SG009X	0.57	7.48e+4	43.00	Monkman-Grant
03FSR-SG009Y	0.57	7.48e+4	43.00	Monkman-Grant

**Figura 3.5.12 – Tela de saída do programa MONITERMO: cálculo da vida remanescente da linha de vapor superaquecido.**

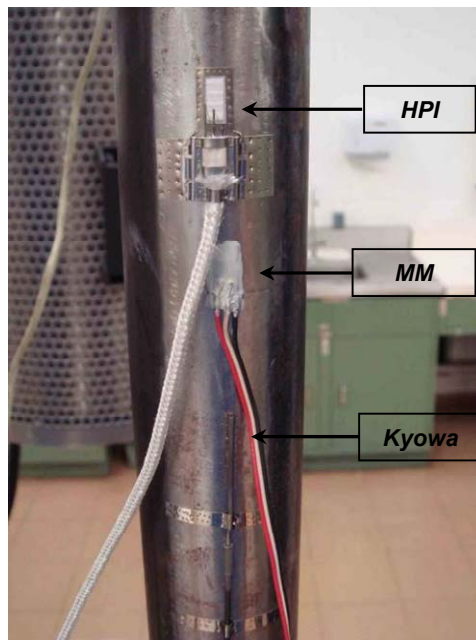
## 4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

### 4.1 Ensaios preliminares com os extensômetros

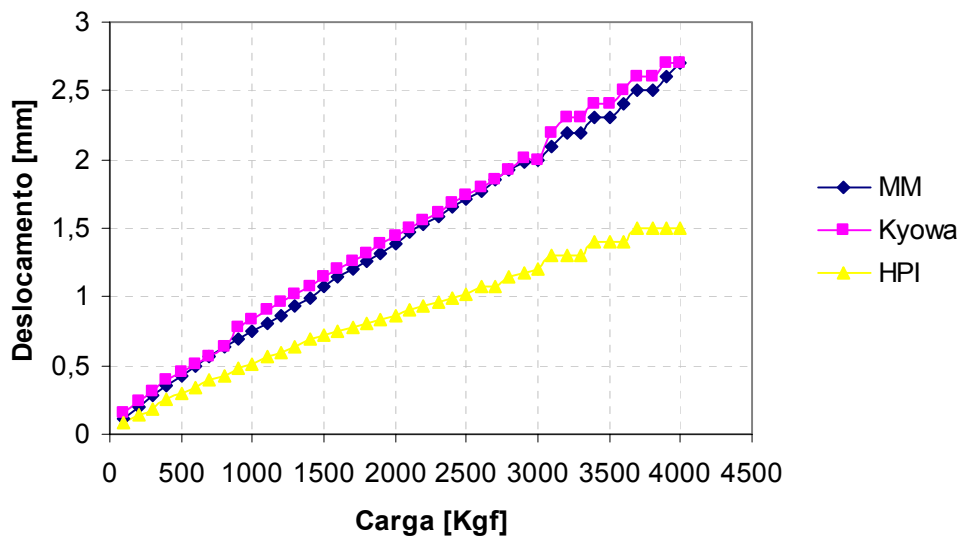
O principal objetivo dos ensaios preliminares foi comparar o desempenho dos extensômetros, através de ensaios mecânicos de tração a temperatura ambiente e de fluência a curta duração. A partir dos resultados obtidos, o sensor que apresentou as melhores características quanto à robustez, estabilidade e precisão das medidas, foi selecionado para as etapas subsequentes deste trabalho.

#### 4.1.2 Ensaio carregamento em de tração

A Figura 4.1.1 mostra os extensômetros fixados no tubo utilizado no ensaio. Os extensômetros KYOWA e HPI foram dispostos linearmente, paralelos à direção principal de deformação. Utilizou-se como referência um extensômetro resistivo para aplicação em temperatura ambiente, da marca *Micro-Measurements* (MM). A Figura 4.1.2 apresenta o gráfico com os resultados obtidos no ensaio.



**Figura 4.1.1 – Tubo utilizado no ensaio. Os extensômetros foram dispostos linearmente**



**Figura 4.1.2 – Gráfico com os resultados do ensaio de tração a temperatura ambiente: carregamento de 4000 kgf. Velocidade do ensaio: 0,1 mm/min**

Analisando os resultados obtidos, pode-se verificar um comportamento praticamente idêntico dos extensômetros encapsulado (*Kyowa*) e do sensor utilizado como referência (MM). Este resultado pode ser considerado como um indicativo de melhor resposta deste primeiro.

Para realização de um novo ensaio de tração, foi soldado ao tubo um extensômetro capacitivo SJB, conforme Figura 4.1.4. Entretanto, não foi possível a realização deste ensaio, devido a problemas no sensor e no seu condicionador de sinais. Não se conseguiu zerar o extensômetro, que manteve valores flutuantes de tensão, mesmo antes de se iniciar o ensaio. Realizou-se nova tentativa de ensaio com outro extensômetro, mas durante a montagem, o fio que faz a ligação entre o sensor e o condicionador de sinais se rompeu, o que inviabilizou a efetivação do ensaio. A Figura 4.1.5 mostra fotos do fio rompido. Foram feitas diversas tentativas de contato com o fabricante, todas sem sucesso. Optou-se em não mais trabalhar com este modelo de extensômetro, devido às dificuldades encontradas e à própria configuração do mesmo, que apresentou-se muito frágil mesmo para medição em laboratório.



**Figura 4.1.4 – Extensômetro capacitivo SJB, soldado no tubo para ensaio de tração**



**Figura 4.1.5 – Fio rompido do extensômetro.**

#### ***4.1.2 Ensaio de fluência de curta duração***

A Figura 4.1.5 mostra os extensômetros HPI e KYOWA soldados nos corpos de prova do ensaio de fluência. Ambos os sensores foram soldados no centro da amostra. O ensaio foi realizado a 550°C, com uma tensão de 200MPa.



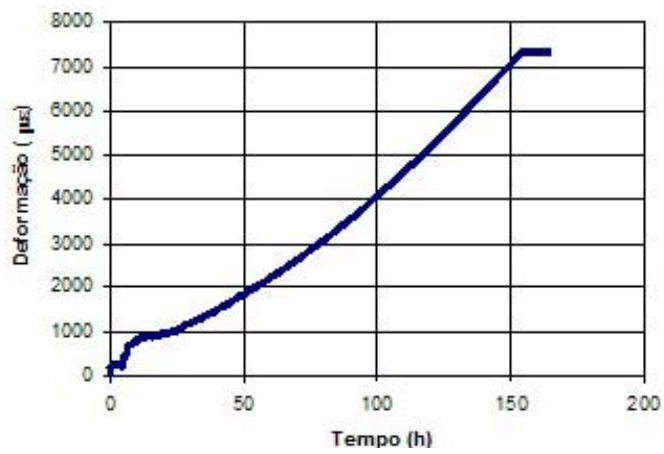
(a)



(b)

**Figura 4.1.5 – Extensômetros soldados nos corpos de prova de fluência: (a) HPI e (b) KYOWA.**

O gráfico apresentado na Figura 4.1.6 mostra os resultados obtidos pelo extensômetro *KYOWA*, além da foto do corpo de prova após o ensaio. Conforme pode ser verificado, o sensor mostrou-se apto a medir deformações em condições de fluência, visto o comportamento da curva obtida.



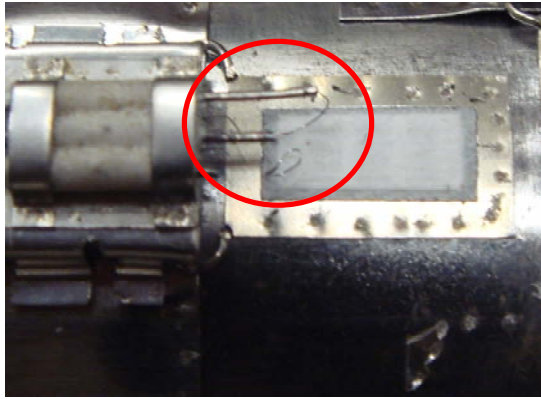
(a)



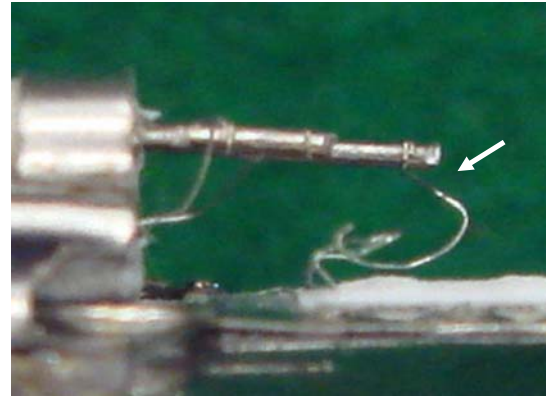
(b)

**Figura 4.1.6 – Resultados do ensaio de fluência, utilizando o extensômetro *Kyowa* – (a) gráfico deformação versus tempo e (b) corpo de prova após o ensaio.**

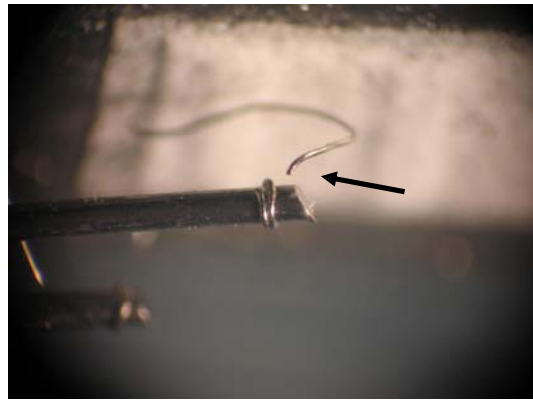
Não foi possível a realização do ensaio de fluência com o extensômetro *HPI*. Nas várias tentativas de montagem do ensaio, os fios capilares dos sensores romperam-se, conforme pode ser observado na Figura 4.1.7. O fato deste sensor não ser encapsulado prejudica o seu manuseio, mesmo em condições laboratoriais.



(a)



(b)



(c)

**Figura 4.1.7 - (a) vista geral do extensômetro HPI com os capilares rompidos; (b) e (c) detalhe de um dos fios rompidos.**

Com base nos resultados dos ensaios mecânicos realizados, constatou-se que o extensômetro resistivo *KYOWA* é o mais apropriado para medições em elevadas temperaturas e na análise do comportamento em fluência do material, e mostrou maior confiabilidade quando comparado aos outros sensores testados. Além disso, ele é mais robusto, pelo fato de ser encapsulado, o que se aplica melhor em condições de campo. Este extensômetro foi utilizado para os ensaios de fluência de longa duração em laboratório e para monitoração em campo.



## 4.2 Ensaio de fluência de longa duração

As Tabelas 4.2.1 a 4.2.4 apresentam os resultados dos ensaios de fluência realizados a 600°C, 575°C, 550°C e 525°C respectivamente, com tensões de 120 MPa e 150 MPa.

**Tabela 4.2.1 – Resultados dos ensaios de fluência a 600°C para o aço 2,25Cr-1Mo:  
tensões de 120 e 150MPa.**

Tensão (Mpa)	Nome do C.P.	Tempo de ruptura (h)	Tempo de medição do extensômetro (h)	Tx Mínima de Fluência LVDT ( $h^{-1}$ )	Tx Mínima de Fluência Extensômetro ( $h^{-1}$ )
120	CP600_120_1	94,8	53,6	0,00178	0,000677
	CP600_120_2	81,3	57,8	0,0008077	0,0003185
	CP600_120_3	46,2	32,5	0,000923	0,000605
150	CP600_150_1	81,0	81,0	0,0015898	0,0008037
	CP600_150_2	23,7	23,7	0,0040821	0,0019884
	CP600_150_3	72,4	72,4	0,0009886	0,0005153

**Tabela 4.2.2 – Resultados dos ensaios de fluência a 575°C para o aço 2,25Cr-1Mo:  
tensões de 120 e 150MPa.**

Tensão (Mpa)	Nome do C.P.	Tempo de ruptura (h)	Tempo medido pelo extensômetro (h)	Tx Mínima de Fluência LVDT ( $h^{-1}$ )	Tx Mínima de Fluência Extensômetro ( $h^{-1}$ )
120	CP575_120_1	327,6	242,2	0,0009171	0,00022
	CP575_120_2	570,6	378,2	0,001287	0,000638
150	CP575_150_1	335,73	335,7	0,0005607	0,0001296
	CP575_150_2	268,6	268,6	0,0005418	0,0002433
	CP575_150_3	181,6	151,6	0,001182	0,0004106

**Tabela 4.2.3 – Resultados dos ensaios de fluência a 550°C para o aço 2,25Cr-1Mo:  
tensões de 120 e 150MPa.**

Tensão (Mpa)	Nome do C.P.	Tempo de ruptura (h)	Tempo de medição do extensômetro (h)	Tx Mínima de Fluência LVDT ( $h^{-1}$ )	Tx Mínima de Fluência Extensômetro ( $h^{-1}$ )
120	CP550_120_1	1222,2	613,3	0,000090	0,000041
	CP550_120_2	1218,9	1218,9	0,0000722	0,0000333
150	CP550_150_1	1231,8	1231,8	0,0000585	0,0000252

**Tabela 4.2.4 – Resultados dos ensaios de fluência a 525°C para o aço 2,25Cr-1Mo:  
tensão de 150MPa.**

<b>Tensão (Mpa)</b>	<b>Nome do C.P.</b>	<b>Tempo de ruptura (h)</b>	<b>Tempo de medição do extensômetro (h)</b>	<b>Tx Mínima de Fluência LVDT (h-1)</b>	<b>Tx Mínima de Fluência Extensômetro (h-1)</b>
150	CP525_150_1	2616,1	2616,1	0,000043	0,0000137
	CP525_150_2	2133,3	2133,3	0,0000861	0,0000236

Conforme pode ser observado na tabelas apresentadas, existem duas colunas com valores de tempo. O tempo de ruptura é resultante da leitura do LVDT da própria máquina de fluência, e marca o tempo corrido entre o início do ensaio até a ruptura do corpo de prova. Contudo, para alguns ensaios este tempo é diferente do tempo total de medição do extensômetro. Essa diferença está associada à posição relativa entre o sensor e o ponto de estricção e ruptura do corpo de prova.

A Figura 4.2.1 mostra uma foto do CP600\_120\_1 após o ensaio. Neste experimento, o tempo medido pelo sensor foi cerca de 44% menor do que o tempo total do ensaio (tempo de ruptura).



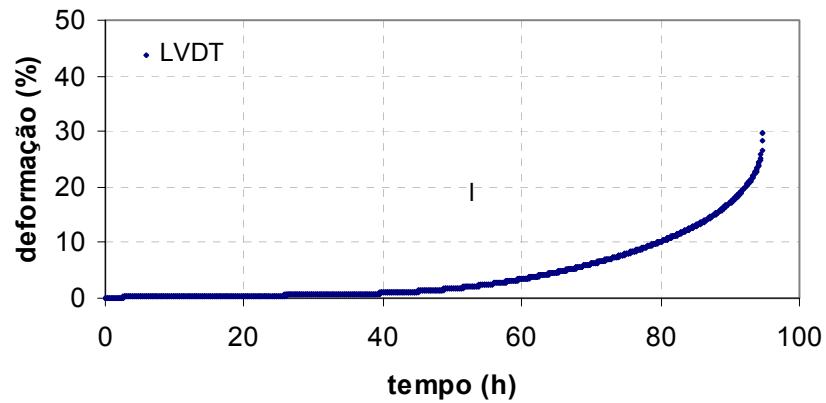
(a)



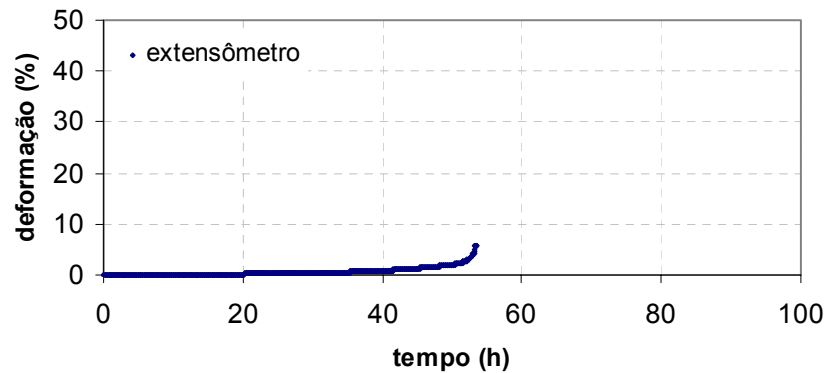
(b)

**Figura 4.2.1 – Foto do corpo de prova CP600\_120\_1 após ensaio. A amostra rompeu no exato local onde o extensômetro estava soldado.**

A Figura 4.2.1 mostra que a estricção e conseqüentemente a ruptura do corpo de prova ocorreu no exato local onde o sensor estava soldado. Ou seja, ocorreu uma deformação plástica localizada neste ponto, o que prejudicou a medição do extensômetro, que, como parte integrante do corpo de prova, passou a se deformar também. A partir deste momento, as medidas realizadas por ele passam a não ser mais confiáveis. Como pode ser observado nas curvas de fluência obtidas neste ensaio, cujo tempo de ruptura foi de 94,8 horas, Figura 4.2.2, as medidas realizadas pelo extensômetro só são consideradas até o início do estágio terciário de fluência, ou seja, antes de começar a estricção do corpo de prova. Essa Figura mostra as curvas obtidas pelo LVDT e pelo extensômetro, que apresentam similaridade em sua forma.



(a)



(b)

**Figura 4.2.2 – Curvas de fluência da amostra CP600\_120\_1, obtidas (a) pelo LVDT e (b) pelo extensômetro.**

O rompimento do corpo de prova na região onde o extensômetro estava soldado ocorreu também nas amostras CP600\_120\_1, CP600\_120\_2, CP600\_120\_3, CP575\_120\_1, CP575\_120\_2, CP575\_150\_3, CP550\_120\_1, CP525\_150\_1 e CP525\_150\_2. Conforme observado nas tabelas apresentadas, nestes ensaios o tempo de medição do sensor também foi menor do que o tempo de ruptura. Da mesma forma que a amostra CP600\_120\_1, as curvas de fluência obtidas pelo extensômetro nestes casos foi interrompida no início do estágio terciário.

Diferentemente das amostras citadas, existe um outro grupo no qual o tempo medido pelo extensômetro foi igual ao tempo de ruptura do corpo de prova ensaiado. São os casos das amostras CP600\_150\_1, CP600\_150\_2, CP600\_150\_3, CP 575\_150\_1, CP 575\_150\_2, CP550\_120\_2, CP550\_150\_1, CP525\_150\_1, CP525\_150\_2. Em todos

estes ensaios, a estricção e a conseqüente ruptura ocorreram em uma região diferente do ponto onde o extensômetro estava soldado. Assim, o sensor mediu a deformação no corpo de prova até o fim do ensaio, só que, como era esperado, com um valor de deformação acumulada menor do que a medida pelo LVDT da máquina de fluência. Isto porque este último inclui a deformação total de toda a estrutura (corpo de prova, hastes e garras utilizadas), e também inclui a deformação localizada que ocorre no ponto de ruptura, no estágio terciário de fluência. O extensômetro, ao contrário, mede a deformação, apenas na região localizada imediatamente abaixo de onde ele está soldado. A Figura 4.2.3 apresenta como exemplo a amostra CP600\_150\_1.

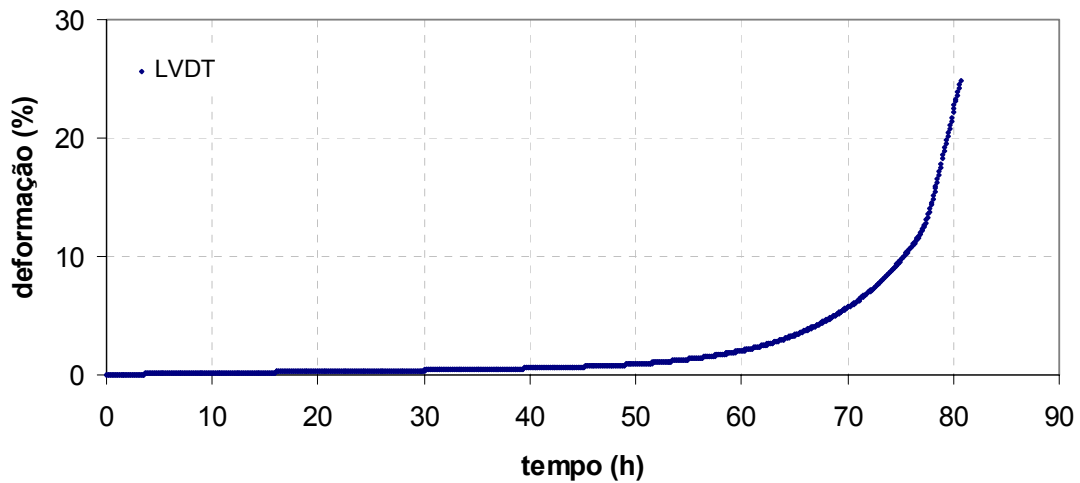


**Figura 4.2.3 – Amostra CP600\_150\_1: ensaio a 600°C e tensão de 150 MPa. A estricção e o rompimento do corpo de prova ocorreram fora da região onde o extensômetro estava soldado.**

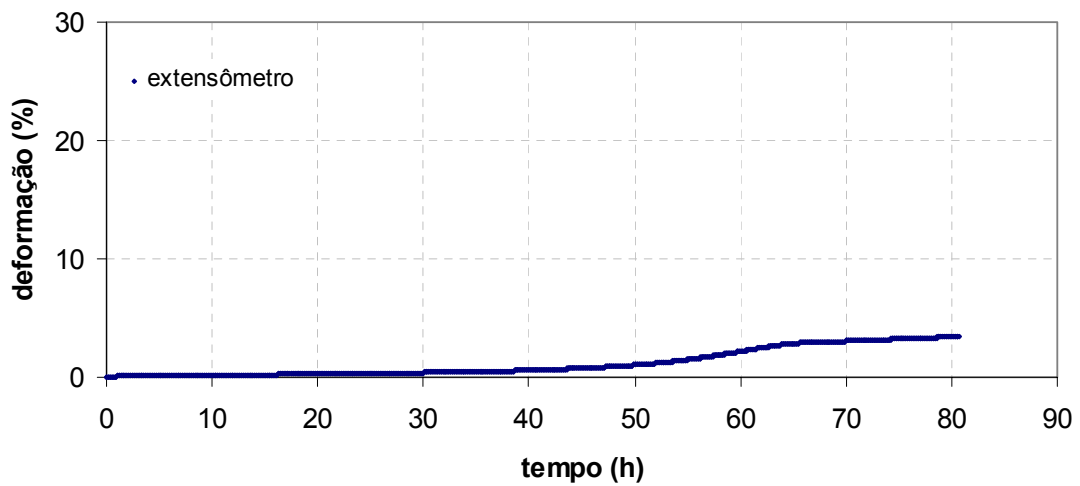
As curvas de fluência obtidas tanto pelo LVDT quanto pelo extensômetro para este ensaio estão apresentadas na Figura 4.2.4, corroborando a afirmativa supracitada. O tempo medido pelo sensor é equivalente ao tempo total do ensaio (ruptura da amostra). A deformação total medida por ele é menor do que a deformação medida pelo LVDT. Esse comportamento se repetiu em todas as amostras nas quais a estricção ocorreu fora da região de abrangência do extensômetro.

Apesar das máquinas de fluência utilizadas neste trabalho estarem alinhadas e calibradas, e os corpos de prova utilizados serem idênticos e confeccionados do mesmo material, o rompimento do mesmo ocorreu em regiões diferentes ao longo de seu comprimento útil. Isto ocorreu até mesmo em amostras submetidos às mesmas condições de ensaio (temperatura e tensão). Esse fato é comum em ensaios acelerados de fluência

e a dificuldade de prever o ponto exato onde o corpo de prova iria romper resultou, em alguns casos, em diferenças entre os tempos medidos pelo extensômetro e pelo LVDT.



(a)



(b)

**Figura 4.2.4 - Curvas de fluência da amostra CP600\_150\_1, obtidas (a) pelo LVDT e (b) pelo extensômetro.**

Ainda considerando os resultados apresentados, outro ponto a ser observado é que em todos os ensaios realizados a taxa mínima de fluência medida pelo extensômetro é menor

do que a medida pelo LVDT. Esse fato não era esperado a princípio, já que mesmo com valores diferentes de deformação, acreditava-se que a taxa de deformação até o estágio terciário de fluência seria a mesma. Essa diferença pode estar relacionada ao princípio de medição de ambos, LVDT e extensômetro. Como já foi comentado anteriormente, o LVDT fornece uma média de deformação de todo o sistema envolvido no ensaio, incluindo as hastes, pinos e o corpo de prova inteiro. As medidas do extensômetro, ao contrário, concentram-se apenas na região logo abaixo do mesmo; uma pequena área do corpo de prova. Assim, em uma análise mais minuciosa, que se aplica a esse estudo, pode-se dizer que são duas maneiras diferentes de se medir deformação (e taxa) em sistemas diferentes. A palavra sistema aqui se refere tanto à região estreita medida pelo extensômetro quanto ao conjunto corpo de prova + hastes e parafusos medido pelo LVDT. Assim, o valor de taxa mínima obtido em ensaios de fluência em geral, na verdade, é um valor médio desse parâmetro, considerando os erros inerentes ao ensaio. No caso da determinação da taxa mínima utilizando-se dos valores de deformação medidos pelo extensômetro, a análise considera que o valor deste parâmetro na região imediatamente abaixo do sensor seja o mesmo em todo o comprimento útil do corpo de prova.

Apesar dessas diferenças, essa comparação se fez necessária neste trabalho, já que se trata da análise de um extensômetro especial para alta temperatura, sem registros de resultados publicados na literatura. Ou seja, sem meios ou fontes de comparação. Portanto, para analisar o comportamento e os resultados das medições feitas pelo extensômetro através de ensaios de fluência, os valores medidos pelo LVDT devem ser considerados como fonte de comparação.

#### ***4.2.1 Análise dos resultados através dos métodos de extrapolação***

Para avaliação dos valores de taxa mínima de fluência obtidos pelo extensômetro, as amostras ensaiadas foram divididas em 2 grupos:

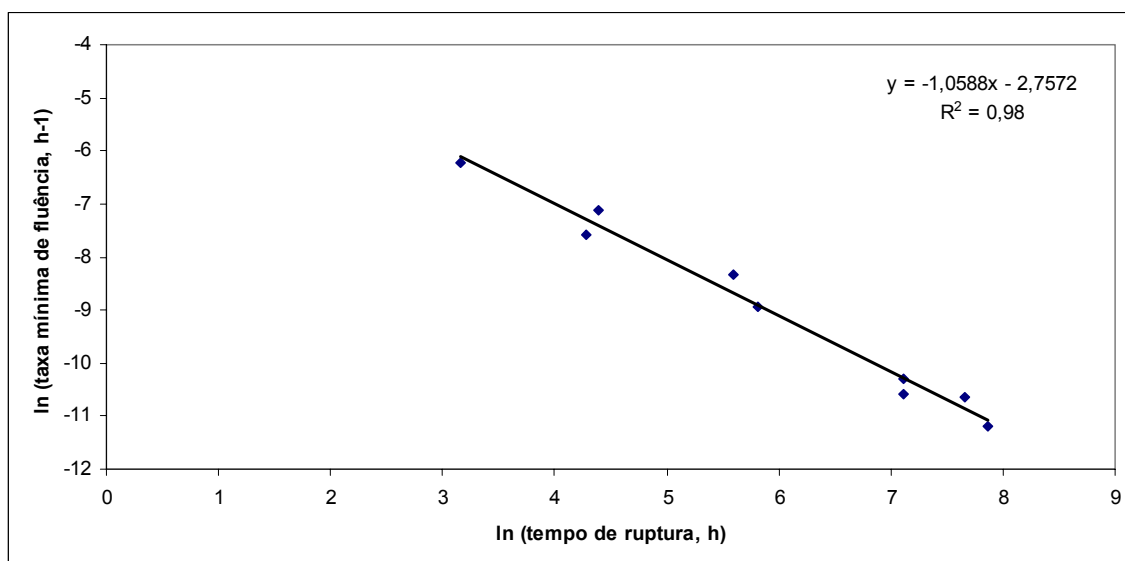
- Grupo A: o rompimento do corpo de prova ocorreu fora da região onde o extensômetro estava soldado (tempo de ruptura igual ao tempo medido pelo extensômetro)

- Grupo B: o rompimento do corpo de prova ocorreu no local onde o extensômetro estava soldado (tempo de medição do extensômetro diferente do tempo de ruptura do ensaio)

A Tabela 4.2.4 apresenta os resultados das amostras do Grupo A, enquanto a Figura 4.2.5 mostra o gráfico do logaritmo natural da taxa mínima de fluência em função do logaritmo natural do tempo de ruptura das mesmas. O gráfico mostra um comportamento linear entre os valores obtidos, com valor de  $R^2$  de 0,98.

**Tabela 4.2.4 – Resultados dos ensaios de fluência para análise por extrapolação - amostras do Grupo B**

Nome do C.P.	Tempo de ruptura (h)	Tempo de medição do extensômetro (h)	Tx Mínima de Fluência LVDT (h-1)	Tx Mínima de Fluência Extensômetro (h-1)
CP525_150_1	2616,1	2616,1	0,0000430	0,0000137
CP525_150_2	2233,3	2233,3	0,0000861	0,0000236
CP550_120_2	1218,9	1218,9	0,0000722	0,0000333
CP550_150_1	1231,8	1231,8	0,0000585	0,0000252
CP575_150_1	335,7	335,7	0,0005607	0,0001296
CP575_150_2	268,6	268,6	0,0005418	0,0002433
CP600_150_1	81,0	81,0	0,0015898	0,0008037
CP600_150_2	23,7	23,7	0,0040821	0,0019884
CP600_150_3	72,4	72,4	0,0009885	0,0005153



**Figura 4.2.5 – Variação da taxa mínima de fluência com o tempo de ruptura; valores**



**obtidos pelos extensômetros nas amostras do Grupo B - rompimento do corpo de prova ocorreu fora da região onde o extensômetro estava soldado**

Uma análise por regressão linear dos dados resulta nas equações 4.1:

$$\ln(\dot{\epsilon}_{\min}) = -1,0588 \ln(t_r) - 2,7572 \quad (4.1)$$

A relação de MONKMAN e GRANT (equação 2.3) pode ser reescrita como

$$\ln(\dot{\epsilon}_{\min}) = -m \ln(t_r) + \ln(C_{MG}) \quad (4.2)$$

Comparando as equações 4.1 e 4.2, obtemos  $m = 1,0588$  e  $C_{MG} = 0,063$ , com a taxa mínima de fluência em %/h e o tempo de ruptura em horas. Como consequência, temos que

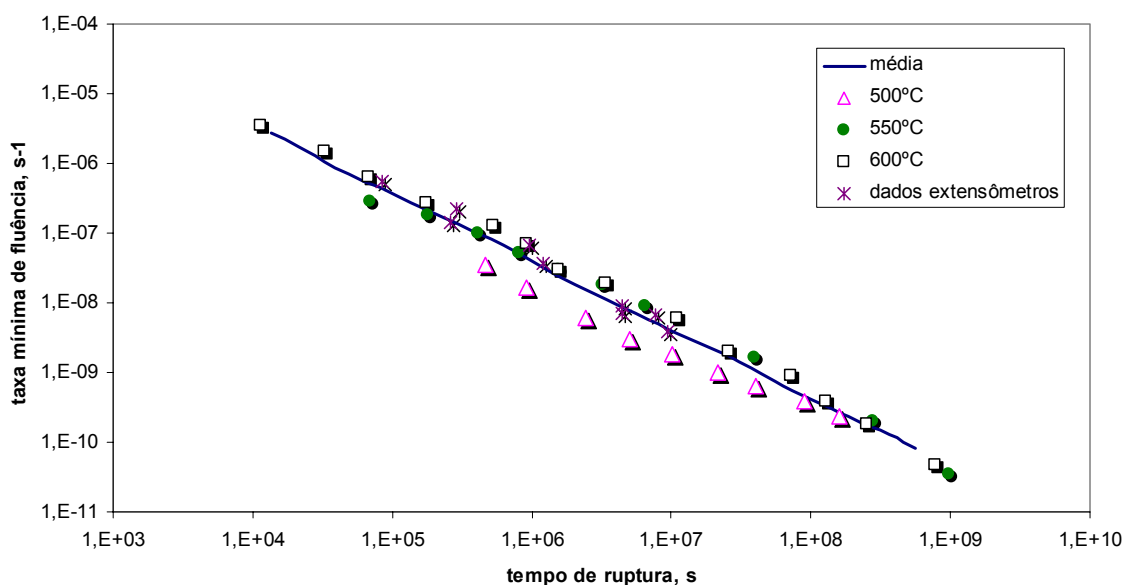
$$\dot{\epsilon}_{\min} t_r^{1,0588} = 0,063 \quad (4.3)$$

A equação 4.3 descreve o comportamento em fluência do material ensaiado, através dos resultados obtidos pelo extensômetro, em função da taxa mínima de fluência e o do tempo de ruptura, para as amostras do Grupo A.

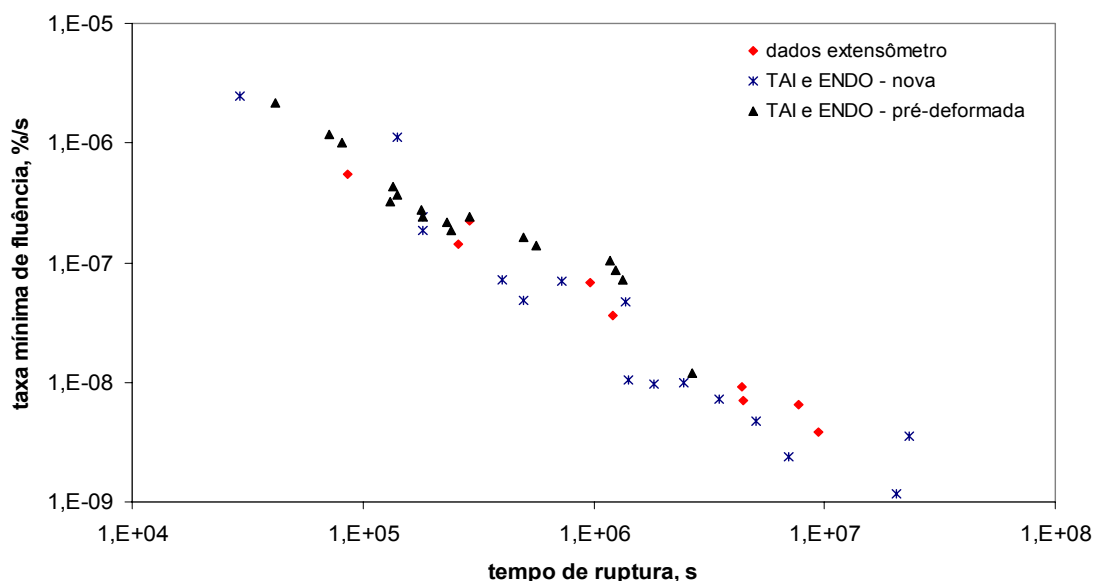
Os valores obtidos dos parâmetros  $m$  e  $C_{MG}$ , da relação de MONKMAN e GRANT (1956), estão em acordo com os valores obtidos na literatura para o aço 2,25Cr-1Mo. SONG *et al* (2010) avaliaram as características de fluência deste aço e encontraram  $m = 1,016$  e  $C = 0,0528$ . RAY *et al* (2007) investigaram as propriedades em fluência de amostras de tubos de 2,25Cr-1Mo utilizados em um superaquecedor de caldeira termelétrica e seus resultados foram  $m = 1,027$  e  $C = 0,0278$ . BUENO *et al* (2005) levantaram as constantes de fluência deste mesmo material em amostras ensaiadas ao ar e em vácuo, em temperaturas que variaram entre 600°C e 700°C, e obtiveram  $m = 1,084$  e  $C = 0,0825$ . Como pode ser observado, o valor de  $m$  é quase o mesmo para os casos apresentados, sendo próximo da unidade. Por isso, na análise de MONKMAN e GRANT (1956), para muitos materiais o valor da constante  $m$  é considerado igual a um (VISWANATHAN, 1989). O parâmetro  $C$ , entretanto, é ligeiramente diferente para os casos citados, o que

pode estar relacionado a diferenças nas microestruturas dos materiais analisados (SONG *et al.*, 2010).

As Figuras 4.2.6 e 4.27 apresentam os resultados obtidos pelas amostras do Grupo A juntamente com resultados obtidos na literatura, ilustrando de maneira clara uma estreita relação com os resultados entre ambos.



**Figura 4.2.6 – Taxa mínima de fluência em função do tempo de ruptura das amostras do Grupo A - comparação aos resultados obtidos por RAY *et al.* (2007)**

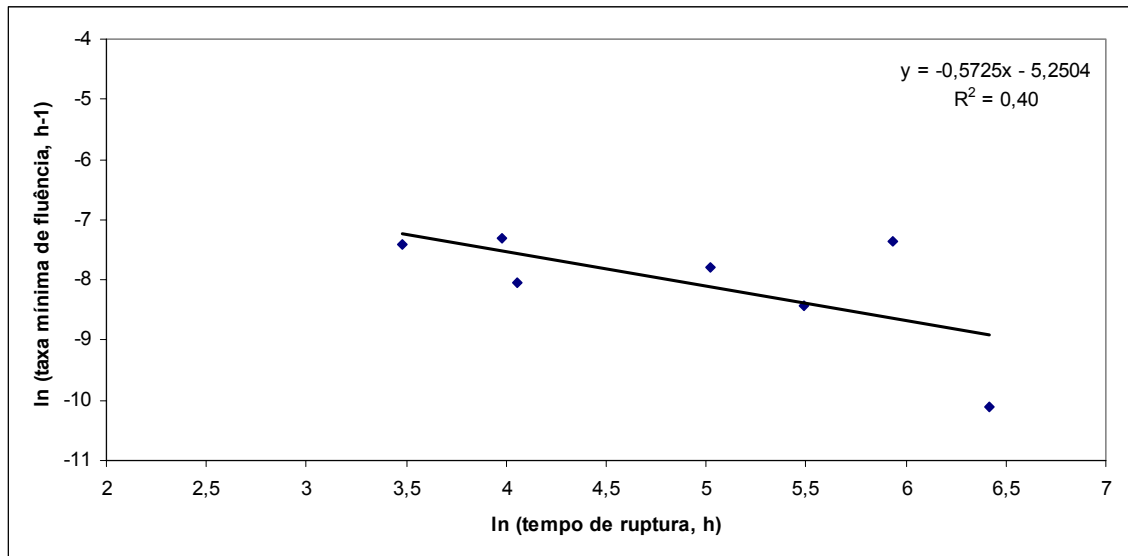


**Figura 4.2.7 – Taxa mínima de fluência em função do tempo de ruptura das amostras do Grupo A - comparação aos resultados obtidos por TAI e ENDO (1993)**

A Tabela 4.2.6 apresenta os resultados das amostras do Grupo B, onde o rompimento do corpo de prova ocorreu no local onde o extensômetro estava soldado. A Figura 4.2.8 mostra o gráfico do logaritmo natural da taxa mínima de fluência em função do logaritmo natural do tempo de ruptura das mesmas. Ao contrário das amostras do Grupo A, gráfico mostra um comportamento não linear entre os valores obtidos, com valor de  $R^2$  de 0,40.

**Tabela 4.2.6 – Resultados dos ensaios de fluência para análise por extrapolação - amostras do Grupo A**

Nome do C.P.	Tempo de ruptura (h)	Tempo de medição do extensômetro (h)	Tx Mínima de Fluência LVDT (h-1)	Tx Mínima de Fluência Extensômetro (h-1)
CP 550_120_1	1222,2	613,3	0,00009	0,000041
CP 575_120_1	327,6	242,2	0,0009171	0,00022
CP 575_120_2	570,6	378,2	0,001287	0,000638
CP 575_150_3	181,6	151,6	0,001182	0,0004106
CP 600_120_1	94,8	53,6	0,00178	0,000677
CP 600_120_2	81,3	57,8	0,0008077	0,0003185
CP 600_120_3	46,2	32,5	0,000923	0,000605



**Figura 4.2.8 – Variação da taxa mínima de fluência com o tempo de ruptura; valores obtidos pelos extensômetros nas amostras do Grupo A - rompimento do corpo de prova ocorreu no local onde o extensômetro estava soldado**

Uma análise por regressão linear dos dados resulta nas equações 4.4:

$$\ln(\dot{\epsilon}_{\min}) = -0,5725 \ln(t_r) - 5,2504 \quad (4.4)$$

A relação de MONKMAN e GRANT (equação 2.3) pode ser reescrita como

$$\ln(\dot{\epsilon}_{\min}) = -m \ln(t_r) + \ln(C_{MG}) \quad (4.5)$$

Comparando as equações 4.4 e 4.5, obtemos  $m = 0,5725$  e  $C_{MG} = 0,0052$ , com a taxa mínima de fluência em %/h e o tempo de ruptura em horas. Como consequência, temos que

$$\dot{\epsilon}_{\min} t_r^{0,5725} = 0,0052 \quad (4.6)$$

Os valores dos parâmetros  $m$  e  $C_{MG}$  são bem diferentes dos valores obtidos tanto para as amostras do Grupo A quanto dos valores obtidos na literatura, para o aço 2,25Cr-1Mo.

A partir dos cálculos apresentados acima, realizou-se o cálculo do tempo de ruptura através da relação de MONKMAN e GRANT (1956), considerando as taxas de

deformação obtidas nos ensaios, para as amostras dos grupos A e B. Os resultados, apresentados na Tabela 4.2.7, mostram que a taxa de deformação obtida pelos extensômetros do Grupo A, no qual o sensor mediu até o final do ensaio, resulta em tempos de ruptura mais próximos aos tempos reais obtidos nos ensaios, considerando a metodologia de MONKAMN e GRANT (1956).

**Tabela 4.2.7 – Resultados dos valores de tempo de ruptura obtidos pela relação de MONKMAN e GRANT (1956)**

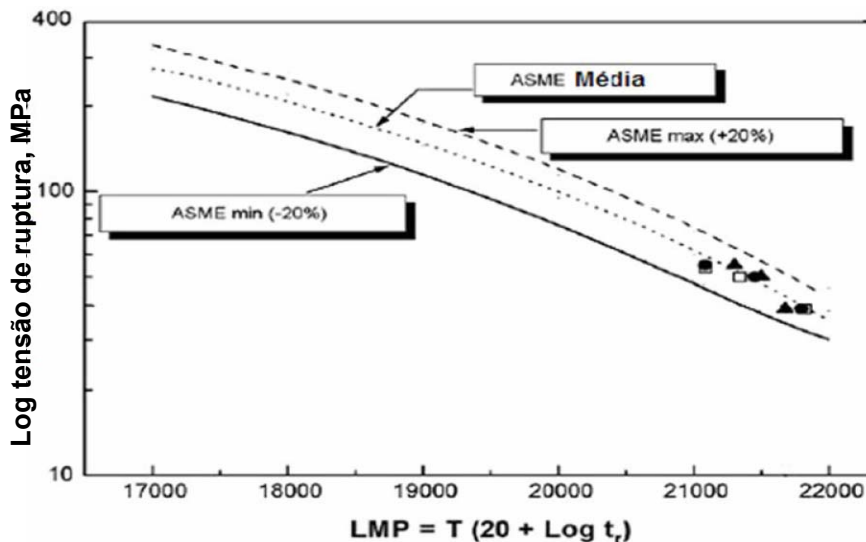
	Nome do C.P.	Tempo de ruptura do ensaio (h)	Tempo de ruptura extensômetro – Monkman e Grant (h)
Grupo A	CP 525_150_1	2616,1	2878,84
	CP 525_150_2	2133,3	1722,44
	CP 550_120_2	1218,9	1244,27
	CP 550_150_1	1231,8	1618,96
	CP 575_150_1	335,7	344,77
	CP 575_150_2	268,6	190,19
	CP 600_150_1	81	61,52
	CP 600_150_2	23,7	26,15
	CP 600_150_3	72,4	93,62
Grupo B	CP 550_120_1	1222,2	4717,87
	CP 575_120_1	327,6	250,77
	CP 575_120_2	570,6	39,05
	CP 575_150_3	181,6	84,32
	CP 600_120_1	94,8	35,20
	CP 600_120_2	81,3	131,40
	CP 600_120_3	46,2	42,84

Os resultados do Grupo A são agora comparados com os resultados obtidos pelo LVDT, Tabela 4.2.8. A análise dos dados mostra que a taxa de deformação obtida pelos extensômetros, quando comparadas aos resultados do LVDT, resulta em tempos de ruptura mais próximos aos tempos reais obtidos nos ensaios. Esse resultado é de grande importância e mostra uma maior precisão na obtenção da taxa de deformação através de extensômetros para alta temperatura.

**Tabela 4.2.8 – Resultados dos valores de tempo de ruptura obtidos pela relação de MONKMAN e GRANT (1956)**

Nome do C.P.	Tempo de ruptura ensaio (h)	Tempo de ruptura LVDT (h)	Tempo de ruptura Extensômetro (h)
CP525_150_1	2616,1	976,9	2878,84
CP525_150_2	2133,3	505,4	1722,44
CP550_120_2	1218,9	597,2	1244,27
CP550_150_1	1231,8	729,9	1618,96
CP575_150_1	335,7	84,7	344,77
CP575_150_2	268,6	87,5	190,19
CP600_150_1	81	31,3	61,52
CP600_150_2	23,7	12,8	26,15
CP600_150_3	72,4	49,3	93,62

Os resultados obtidos pelos extensômetros tornam-se ainda mais expressivos quando se compara com o cálculo de tempo de ruptura realizado pela relação de LARSON e MILLER (1952). A Figura 4.2.8 apresenta a curva mestra do aço 2,25Cr-1Mo [RAY *et al*, 2007], que relaciona a tensão para ruptura com o parâmetro de Larson e Miller, com temperatura na escala Kelvin.



**Figura 4.2.8 – Curva mestra do aço 2,25Cr-1Mo [RAY *et al*, 2007]**

A interpolação dos pontos referentes à linha “ASME média” resulta da seguinte equação:

$$y = -974,16\ln(x) + 9755,3 \quad (4.4)$$

Onde  $y$  é a tensão para ruptura, em MPa, e  $x$  corresponde ao valor do parâmetro de LARSON e MILLER (1952). Essa equação fornece um valor de R-quadrado de 0,99.

De posse dos valores do Parâmetro de Larson-Miller corresponde aos pares tensão-temperatura utilizados nos ensaios, determinou-se o valor do tempo de ruptura para cada condição aplicada. Os resultados estão mostrados na Tabela 4.2.8, que também mostra os valores de  $t_r$  obtidos pela relação de MONKMAN e GRANT (1956).

**Tabela 4.2.8 – Comparação dos valores de tempo de ruptura obtidos**

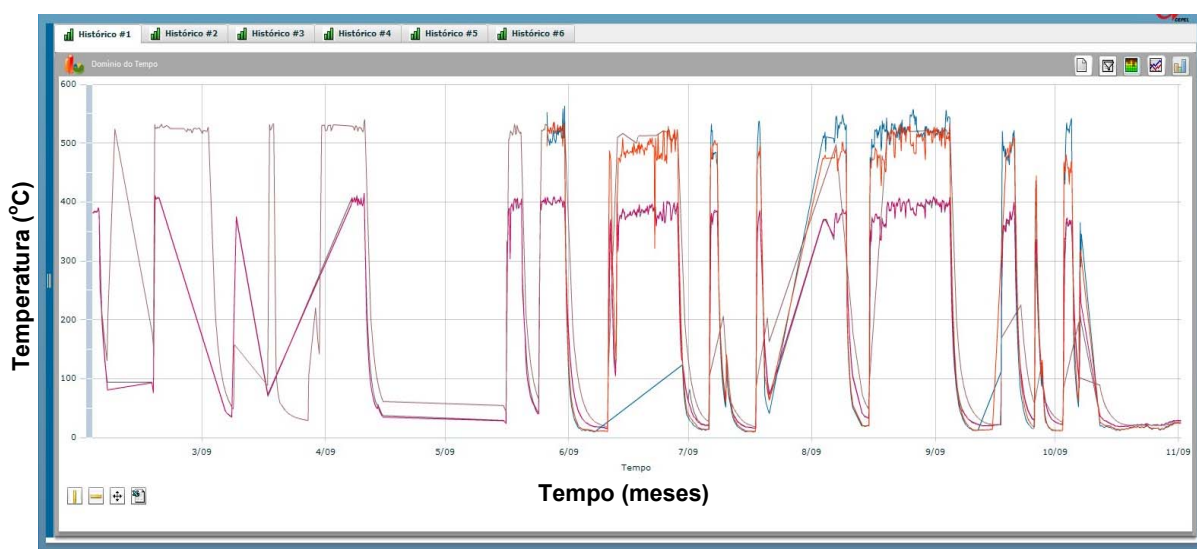
Nome do C.P.	Tempo de ruptura ensaio (h)	Monkman-Grant		Larson-Miller
		Tempo de ruptura LVDT (h)	Tempo de ruptura Extensômetro (h)	Tempo de ruptura (h)
CP525_150_1	2616,1	976,9	2616,1	9829,1
CP525_150_2	2233,3	505,4	2133,3	
CP550_120_2	1218,9	597,2	1218,9	9854,2
CP550_150_1	1231,8	729,9	1231,8	1840,4
CP575_150_1	335,7	84,7	335,7	379,5
CP575_150_2	268,6	87,5	268,6	
CP600_150_1	81,0	31,3	81	85,6
CP600_150_2	23,7	12,8	23,7	
CP600_150_3	72,4	49,3	72,4	

Conforme pode ser observado, com exceção aos ensaios realizados a 525°C e do CP550\_120\_2, os valores de tempo de ruptura obtidos pela relação de Larson e Miller estão coerentes e na mesma ordem de grandeza dos valores obtidos pelos extensômetros através da equação de MONKMAN e GRANT (1956) e com os obtidos nos ensaios. Essa análise mostra que assim com o método paramétrico de extrapolação de LARSON e MILLER (1952), a metodologia de MONKMAN e GRANT (1956) pode ser aplicada com sucesso para previsão de vida útil de componentes sujeitos à condições de fluência, desde que se obtenha de maneira precisa e confiável o valor da taxa de deformação dos mesmos. O emprego do extensômetro para altas temperaturas da KYOWA nos ensaios laboratoriais mostrou que o mesmo é aplicável com êxito, desde que o sensor não esteja no local onde ocorre a ruptura do corpo de prova.

### 4.3 Monitoração em campo da deformação por fluência

Os resultados aqui expressos referem-se à monitoração realizada no ano de 2009, entre os meses de fevereiro e dezembro, nas linhas de vapor reaquecido quente e vapor superaquecido, ambas da mesma usina termelétrica.

A Figura 4.3.1 apresenta uma tela do programa MONITERMO, que mostra a evolução da temperatura durante o período de análise. Estão apresentados 8 dos 42 termopares distribuídos ao longo das duas linhas de vapor.



**Figura 4.3.1 – Histórico de evolução da temperatura durante os meses de fevereiro e dezembro de 2009, caracterizando a operação em regime cíclico.**

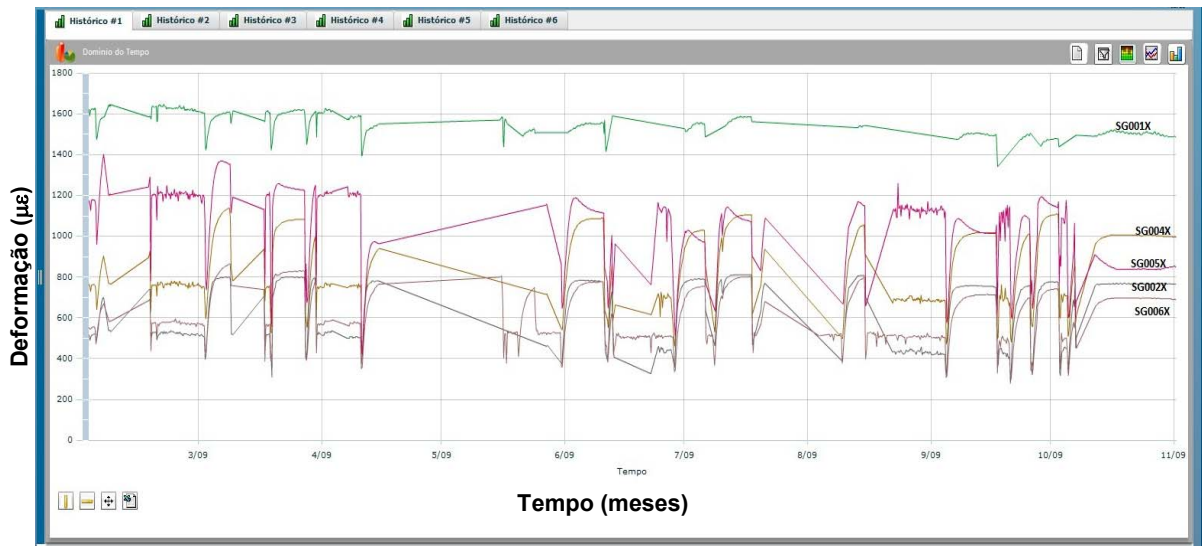
Conforme pode ser observado, os sensores apresentam um comportamento similar entre eles, principalmente nos trechos referentes às partidas e paradas. A principal diferença está na temperatura máxima atingida por cada um, que depende da região onde o sensor está localizado. A temperatura máxima atingida durante o período de análise foi de 533°C, na região mais próxima à turbina da linha de vapor superaquecido.

Além disso, os gráficos apresentados mostram que a operação da caldeira ocorreu de maneira cíclica durante este período, refletindo o modo de operação característico da maioria das caldeiras brasileiras, que apresentam muitos ciclos de partidas e paradas no decorrer de sua vida operacional. Uma análise mais minuciosa da figura apresentada



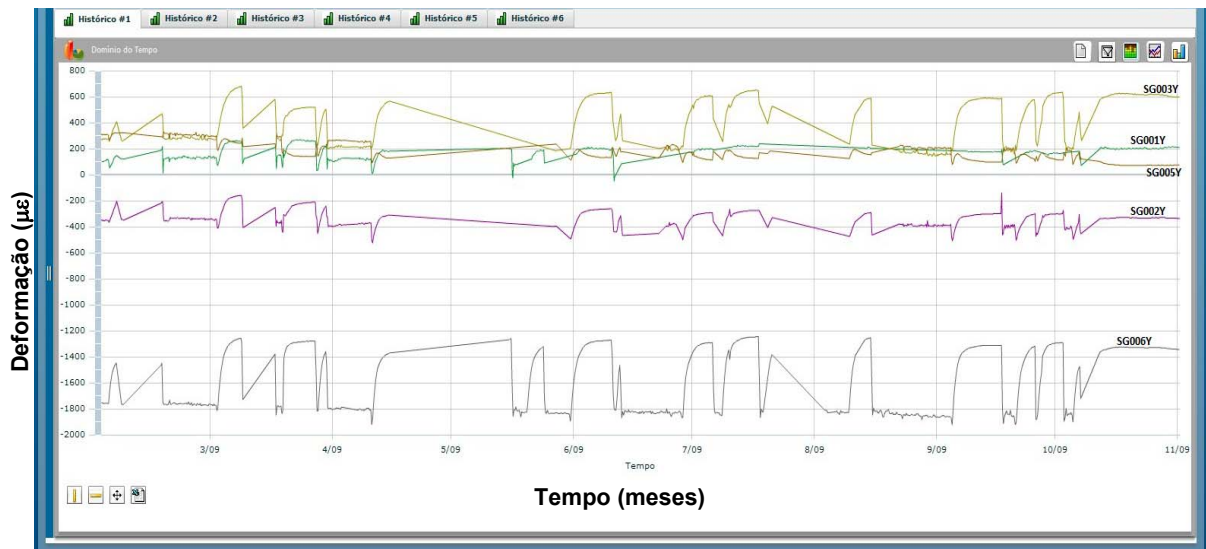
sugere que a fadiga termomecânica seja o principal mecanismo de degradação atuante, devido à grande frequência de ciclos na operação dessa caldeira. A fluência, ao contrário, passa a ser um mecanismo de degradação secundário, atuando apenas em curtos intervalos de tempo em que a operação em regime permanente ocorre.

As Figuras 4.3.2 e 4.3.3 apresentam os gráficos de deformação *versus* tempo, obtidos pelos sensores instalados na linha de vapor reaquecido quente, nas direções *x* (circunferencial) e *y* (longitudinal), respectivamente. Os sensores SG003X, SG007X, SG008X, SG004Y, SG007Y e SG008Y foram excluídos da análise, pois os valores apresentados por eles estão fora da faixa de medição do sensor. É provável que estes extensômetros tenham sido danificados durante a partida da máquina.



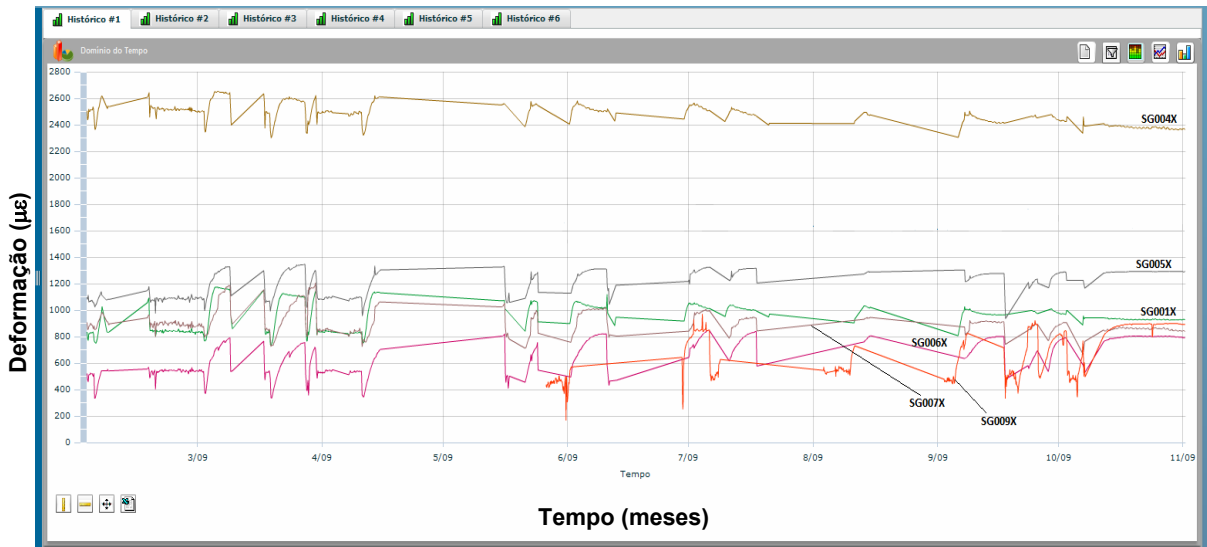
**Figura 4.3.2 - Histórico de evolução da deformação na direção circunferencial (x) durante os meses de fevereiro e dezembro de 2009, da linha de vapor reaquecido quente.**

**Observação:  $1000\mu\epsilon = 0,1\%$**



**Figura 4.3.3 - Histórico de evolução da deformação na direção longitudinal (y) durante os meses de fevereiro e dezembro de 2009, da linha de vapor reaquecido quente.  
Observação:  $1000\mu\epsilon = 0,1\%$**

Os gráficos de deformação *versus* tempo obtidos pelos sensores instalados na linha de vapor principal estão apresentados nas Figuras 4.3.4 e 4.3.5, respectivamente nas direções x e y. Os extensômetros SG002X, SG003X, SG008X, SG005Y, SG008Y e SG009Y, foram retirados da análise por apresentarem valores fora da faixa de medição do sensor. É provável que os mesmos tenham sido danificados durante a partida da caldeira.



**Figura 4.3.4 - Histórico de evolução da deformação na direção circunferencial durante os meses de fevereiro e dezembro de 2009, da linha de vapor principal. Observação:  $1000\mu\epsilon = 0,1\%$**



**Figura 4.3.5 - Histórico de evolução da deformação na direção longitudinal durante os meses de fevereiro e dezembro de 2009, da linha de vapor principal. Observação:  $1000\mu\epsilon = 0,1\%$**

Conforme pode ser observado nos gráficos apresentados, os valores de deformação na direção x de cada par correspondente são sempre maiores do que os valores medidos na direção y. Esse fato já era esperado, uma vez que, em tubos pressurizados, a tensão é sempre maior na direção circunferencial e, conseqüentemente a deformação também

será. Essa análise indica que considerar apenas os valores medidos pelos extensômetros na direção x para cálculos estruturais e avaliação das deformações, torna o resultado mais conservativo.

A comparação dos gráficos acima com a evolução da temperatura durante o período de análise (Figura 4.3.1) mostra a influência das partidas e paradas, ou seja, da variação da temperatura no comportamento das deformações medidas pelos extensômetros, que respondem de forma imediata a tais variações. Não é possível, entretanto, estabelecer um padrão para estas variações.

#### **4.3.1 Estimativa de vida e análise do dano por fluência**

As Figuras 4.3.6 e 4.3.7 apresentam os resultados de cálculo de vida remanescente em fluência obtido pelo programa MONITERMO, das linhas de vapor superaquecido e reaquescido quente, respectivamente. Os cálculos foram realizados a partir dos dados de temperatura e deformação monitorados, utilizando a metodologia de MONKMAN e GRANT (1956).

<b>Vida Residual</b>		
<b>Ponto de Medição</b>	<b>Vida Remanescente (horas)</b>	<b>Método de Cálculo</b>
03FRS-SG001X	8.53e+3	Monkman-Grant
03FRS-SG001Y	2.49e+4	Monkman-Grant
03FRS-SG002X	1.69e+4	Monkman-Grant
03FRS-SG002Y	2.52e+4	Monkman-Grant
03FRS-SG003Y	1.33e+4	Monkman-Grant
03FRS-SG004X	1.62e+4	Monkman-Grant
03FRS-SG005X	1.10e+4	Monkman-Grant
03FRS-SG005Y	2.77e+4	Monkman-Grant
03FRS-SG006X	1.43e+4	Monkman-Grant
03FRS-SG006Y	5.74e+3	Monkman-Grant

**Figura 4.3.6 – Tela de saída do programa MONITERMO apresentando a vida remanescente (em horas) dos pontos monitorados – linha de vapor reaquescido quente**

Vida Residual		
Ponto de Medição	Vida Remanescente (horas)	Método de Cálculo
03FSR-SG001X	1.25e+4	Monkman-Grant
03FSR-SG001Y	1.12e+4	Monkman-Grant
03FSR-SG002Y	2.02e+4	Monkman-Grant
03FSR-SG003Y	3.30e+4	Monkman-Grant
03FSR-SG004X	6.07e+3	Monkman-Grant
03FSR-SG004Y	1.25e+4	Monkman-Grant
03FSR-SG005X	1.15e+4	Monkman-Grant
03FSR-SG006X	1.32e+4	Monkman-Grant
03FSR-SG006Y	1.50e+4	Monkman-Grant
03FSR-SG007X	7.74e+3	Monkman-Grant
03FSR-SG007Y	8.34e+3	Monkman-Grant

**Figura 4.3.7 – Tela de saída do programa MONITERMO apresentando a vida remanescente (em horas) dos pontos monitorados – linha de vapor reaquecido quente**

Conforme pode ser observado, os valores de vida remanescente obtidos pelo programa são muito baixos, com média de 16.377 horas ou 1,9 anos para a linha de vapor reaquecido quente e de 12.522 horas ou cerca de 1,5 anos para a linha de vapor superaquecido. Isto ocorre justamente porque o dano por fluência calculado foi muito elevado.

Este resultado ocorre em decorrência do modo de operação da caldeira avaliada. Conforme observado anteriormente, a caldeira em questão opera de maneira cíclica, com freqüentes ciclos de partida e parada no decorrer no período analisado. A análise da deformação realizada pelo programa MONITERMO ocorre de maneira contínua, o que inclui as partidas e paradas da máquina, resultando em elevadas taxas de deformação. Considerando a metodologia de cálculo de vida residual de MONKMAN e GRANT (1956), elevadas taxas de deformação resultam em curtos tempos de vida remanescente.

A título de comparação, realizou um cálculo de vida residual a partir da metodologia de LARSON e MILLER (1952). A equação 4.5 calcula a tensão diametral (*hoop stress*) para um trecho da tubulação da de vapor superaquecido.

$$S = \frac{PD_{ext}}{2t} \rightarrow \mathbf{55MPa} \quad (4.5)$$

Onde P é a pressão de vapor (17,21MPa), D é o diâmetro externo (324mm) e t é a espessura nominal (50mm).

A equação 4.4 refere-se a curva mestra do aço 2,25Cr-1Mo, e dado o valor de tensão igual a 55MPa, o tempo de ruptura por fluência seria da ordem de  $10^6$  horas ou 100 anos, de acordo com a relação de LARSON e MILLER (1952).

Assim, um filtro deve ser implementado no programa MONITERMO. Esse filtro deve funcionar com um identificador de estado, a fim de diferenciar partidas, paradas e o regime permanente de operação. Com isso, no cálculo do dano por fluência, os períodos transientes serão desconsiderados. Como resposta, o programa fornecerá o cálculo de dano por fluência e a vida residual do componente.

## 5. CONCLUSÕES

Um dos objetivos deste trabalho foi analisar a exequibilidade do uso de extensômetros para elevadas temperaturas, sob condições de fluência. Os testes preliminares resultaram na escolha do extensômetro resistivo da marca KYOWA, fabricado no Japão. Este sensor apresentou reprodutibilidade em seus resultados, que se mostraram mais consistentes e precisos, quando comparados aos outros sensores testados. O estudo foi dividido em duas partes: análise em laboratório e análise em campo, utilizando o sensor escolhido para monitoração das deformações. A partir dos resultados obtidos e da metodologia desenvolvida por MONKMAN e GRANT(1956), desenvolveu-se uma sistemática para avaliação de vida remanescente de materiais a partir da taxa mínima de fluência determinada pelo extensômetro.

### • *Ensaio de fluência de longa duração*

- Os ensaios de fluência de longa duração utilizando os extensômetros KYOWA mostraram que a posição relativa entre o sensor e a região onde ocorre a estricção do corpo de prova tem grande influência na análise de resultados obtidos. A dificuldade em se prever onde ocorrerá a ruptura do corpo de prova limita a utilização de extensômetros em ensaios de fluência. Esse resultado conduziu a uma avaliação mais criteriosa dos pontos de monitoração em campo.

- Os resultados das amostras em que o tempo de ruptura foi igual ao tempo medido pelo extensômetro (o rompimento do corpo de prova ocorreu em um local diferente de onde o sensor estava soldado) foram ajustados pela equação 4.1,  $\dot{\epsilon}_{\min} t_r^{1,049} = 0,059$ . Essa equação é a relação de MONKMAN e GRANT (1956) para os ensaios realizados e mostra a existência de linearidade entre os valores de taxa mínima de fluência obtidos pelos extensômetros e os valores de tempo de ruptura. Os valores de  $m = 1,049$  e  $C = 0,059$  estão em de acordo com os valores destes parâmetros disponíveis na literatura para o aço 2,25Cr-1Mo, indicando que a análise dos ensaios de fluência, realizada com os extensômetros foi bem sucedida, considerando as amostras em questão. A comparação destes resultados com os gerados pelo LVDT da máquina de fluência mostrou que a determinação da taxa mínima de fluência através dos dados

gerados pelos extensômetros é mais precisa. O cálculo do tempo de ruptura, através da relação de Monkman e Grant, corroborou este fato.

- Os resultados das amostras em que o tempo de medição do extensômetro foi diferente do que o tempo de ruptura do ensaio (o rompimento do corpo de prova ocorreu no exato local onde o sensor estava soldado) apresentaram uma relação não linear entre a taxa mínima de fluência e o tempo de ruptura. Assim, a descrição do comportamento em fluência deste grupo de amostras através da relação de MONKMAN e GRANT (1956) resultou tempos de ruptura muito diferentes dos tempos reais de ensaio.

• *Análise em campo – monitoração de deformação em uma usina termelétrica*

- Os resultados da análise da evolução das deformações mostraram que a deformação na direção x (circunferencial) é sempre maior do que na direção y (longitudinal). Assim, considerar apenas a deformação em x torna a análise mais conservativa.

- A análise da vida remanescente nas linhas de vapor estudadas resultou em valores muito baixos, com menos de 2 anos para ambas. Isto porque os dados monitorados indicaram que a usina operou de maneira cíclica, apresentando freqüentes ciclos de partidas e paradas, com curtos intervalos de operação em regime permanente durante o período de análise. Com isso, a monitoração contínua da deformação e o conseqüente cálculo da sua taxa, não são eficazes para análise do dano por fluência. Isso porque essa análise inclui as partidas e paradas, que acarretam elevadas taxas de deformação e, conseqüentemente, em uma vida residual curta. Assim, pode-se concluir que o mecanismo de degradação predominante nesta usina avaliada é a fadiga termomecânica. Para o cálculo do dano por fluência, deve ser implementado ao programa MONITERMO uma rotina de cálculos para filtrar os períodos transientes de operação. Com isso, apenas os períodos de operação em regime permanente serão considerados na avaliação, resultando em uma análise mais confiável desse dano.



## 6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABE, F., NAKAZAWA, S., 1992, "Microstructural evolution and creep behaviour of bainitic, martensitic and martensite-ferrite dual phase Cr-2W steels", *Materials Science and Technology*, v. 8, pp 1063-1069.

ACROMAG INCORPORATED, *Introduction to strain & strain measurement*, Technical Reference, 2001

ASM, 1989. *Nondestructive Evaluation and Quality Control*, Metals Handbook, v.17, Metals Park, Ohio.

ASM, 1990, *Properties and Selection: Irons, Steels, and High Performance alloys*,. Metals Handbook, v.1, Metals Park, Ohio.

ASM, 2000, *Mechanical Testing and Evaluation*, Metals Handbook, v.8, Metals Park, Ohio.

ASME, 1977, *Boiler and Pressure Vessel Code Pressure Vessels: Project*, Section I, division 2.

ASTM, 2005, *Standard Specification for Seamless Ferritic Alloy-Steel Pipe for High-Temperature Service*.

ASTM E 8M, 2000, *Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials Steel-Piping, Tubing, Fittings*, v.01.01, section 3.

ASTM E 1319, 2003 *Standard Guide for High-Temperature Static Strain Measurement*

BHADESHIA, H.K.D.H., 2003, "Creep and High-Temperature Failure", In: Milne, I., Ritchie, R.O., Karihaloo, B. (eds), *Comprehensive Structural Integrity*, cap 5, Elsevier Science & Technology Books.

- BAUMANN, B., SCHULZ, M., 1991, "Long-time high-temperature strain gauge measurements on pipes and dissimilar welds for residual lifetime evaluation", *Nuclear Engineering and Design*, v.130, pp383-388, North-Holland.
- BUENO, L.O; SORDI, V.L.; MARINO, L., 2005, "Constant Load Creep Data in Air and Vacuum on 2,25Cr-1Mo Steel from 600°C to 700°C", *Materials Research*, v.8, nº4, pp 401-408.
- CARNEIRO, A. L. G., 2003, *Desenvolvimento de sistema de monitoração e diagnóstico aplicado a válvulas moto-operadas utilizadas em centrais nucleares*. Tese de Dsc, IPEN, São Paulo, Brasil.
- CHAUDHURI, S., 2008, "Philosophy of Integrity assessment of engineering components", *Materials Science and Engineering A*, v.489, issue 1-2, pp 259-266.
- CHOUDHARY, B.K., SAROJA, S., BHANU SANKARA, R. K., MANNAN, S.L., 1999, "Creep-rupture behavior of forged, thick section 9Cr-1Mo ferritic steel", *Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science*, v.30, Issue 11, pp. 2825-2834
- CONWAY, J.B., 1969, *Stress-rupture parameters: origin, calculation and use*. Gordon & Breach Science
- DIETER, G.E., 1981, *Metalurgia Mecânica*, 2ª edição.
- DIMMLER, G., WEINERT, P., CERJAK, H., 2008, "Extrapolation of short-term creep rupture data – The potential risk of over-estimation", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 85, pp. 55-62.
- DOBES, F., MILICKA K., 1976, *Metal science*, vol 10, issue 11, 382-384.
- DOBRZANSKI, J., HERNAS, A., 1995, "Correlation between phase composition and lifetime of 1Cr-0,5Mo steel during long-term service at elevated temperatures", *Journal of Materials Processing Technology*, 53, p.101

EPRI, Technical Report, *Fleetwide Monitoring for Equipment Condition Assessment*. EPRI, Palo Alto, 2006.

EVANS, M., 1997, "Some interpolative properties of the monkman-grant empirical relation in 21/4Cr-1Mo steel tubes" *Int.J. Pres. Ves. & Piping*, v.72, pp. 177-191.

FURILLO, F.T., PURUSHOTHAMAN, TIEN, J.K., 1977, "Understanding the Larson-Miller Parameter", *Scripta Metallurgica*, v11, pp493-496.

FURTADO, H. C., 2004, *Avaliação de danos em aços ferríticos Cr-Mo operando em regime de fluência*. Tese de Dsc, COPPE/UFRJ, UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.

FURTADO, H. C.; DE ALMEIDA, L.H.; LE MAY, I.; PEACE, R., 2005, "Correlation and Extrapolation of creep-rupture data: A case study using 9Cr-1Mo steel data", *Transactions of the CSME/de la SCGM*. v.29, nº1.

FURTADO, H. C. ; ALMEIDA, L. H. ; J. DILLE ; MAY, IAIN LE, 2009, "Correlation between hardness measurements and remaining life prediction for 2.25Cr-1Mo steel used in power plants", *Journal of Materials Engineering and Performance*, v. 19, p. 558-561.

HANEY, E.M., DALLE, F., SAUZAY,M., VICENT, L., TOURNIÉ, I., ALLAIS, L., FOURNIER, B., 2009, "Macroscopic results of long-term creep on a modified 9Cr-1Mo steel (T91)", *Materials Science and Engineering A*, 510-511, pp. 99-103.

HITEC PRODUCTS, INC., *High Temperature Bonded Weldable Strain Gages*. Disponível em [www.hitecprod.com](http://www.hitecprod.com) Acesso em 28 de jan. de 2010.

HOFFMANN, K., 1989, *An Introduction to Measurements Using Strain Gages*, Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Darmstadt.

KUEHN, S., 1994, *Valve testing, diagnostics and maintenance 1: Motor-Operated Valve testing and diagnostics*. Power Engineering, Janeiro, 1994.

KYOWA ELETRONIC INSTRUMENT Co., LTD, *Strain measurement in high temperature*, Technical sheet. Disponível em [http://www.sensors-uk-transducers-instruments.com/new\\_pdf/High%20Temo.%20Instruction%20Manual.pdf](http://www.sensors-uk-transducers-instruments.com/new_pdf/High%20Temo.%20Instruction%20Manual.pdf) Acesso em 24 set .2009.

KYOWA ELECTRONIC INSTRUMENTS Co., Ltd. Japan. *KYOWA Strain Gage Model Number Coding System*, Disponível em <<http://www.kyowa-ei.co.jp/>>. Acesso em: 24 set. 2009.

KYOWA ELECTRONIC INSTRUMENTS Co., Ltd. Japan. *Capsule Gage*. Disponível em <<http://www.kyowa-ei.co.jp/>>. Acesso em: 24 set. 2009.

LARSON, F.R., AND MILLER, J., 1952, “A Time-Temperature relationship for Rupture and Creep Stress”. *Trans ASME*, v.74, pp. 765.

LE MAY, I., 1983, *Principles of Mechanical Metallurgy*. Elsevier Science Publishing Co.

MAGALHÃES, R.R., 2008, *Avaliação do Uso da Extensometria na Análise de Tensões Residuais de Soldagem*. Tese de Msc, UFBA, Bahia, Brasil.

MANSON. S.S., ENSIGN, C.R., 1979, “A Quarter Century of Progress in the Development of Correlation and Extrapolation Methods for Creep Rupture Data”, *Journal of Engineering Materials and Technology*, pp 317-325.

MONKMAN, F.C., GRANT, N.J., 1956, “An empirical relationship between rupture life and minimum creep rate in creep-rupture tests”, *Proc. ASTM*, .v56, pp. 593–620.

MORRIS, A., DEAR, J., KOURMPETIS, M., MAHARAJ, C., PURI, A., FERGUSON, A., 2007, “Monitoring creep strain in power station engineering plant”, *Applied Mechanics and Materials*, vol 7-8, pp31-36.

MYHRE, R. *On-line Boiler Condition Assessment Guideline (Rev. 1a)*: EPRIweb Product, 2002. Disponível em:

[http://my.epri.com/portal/server.pt?Abstract\\_id=000000000001004626](http://my.epri.com/portal/server.pt?Abstract_id=000000000001004626) Acesso em 18 de setembro de 2009

NORTON, F.H., 1929, *The creep of steel at high temperatures*, McGraw-Hil, New York.

NRIM, 1986, *Data Sheets on Elevated Temperatures Properties of 2,25 Cr-1Mo Steel for Boilers and Heat Exchanger Seamless Tubes(STBA 24)*. National Research Institute of Metals, Japan

OLIVEIRA, A. R., 2006, *Determinação de vida residual através de análise metalográfica em tubos de a-312 tp 304h sujeitos ao mecanismo de fluência*. Tese de Msc, UFSC, Santa Catarina, Brasil.

PARKER, J., 2007, "Life management of creep strengthened ferrítico steels in boiler and piping". In: *Proceedings of Baltica VI – International Conference on Life Management and Maitenance for Power Plants*, vol.1, pp. 20-36, Helsinki-Stockholm-Helsinki, VTT SYMPOSIUM 246, VTT Technical research Centre of Finland.

PENTEADO, R.A., 2005, "A extensometria – conceitos e aplicações", In: *Sistemas para detecção de falta de alta impedância e de rompimento de condutores em redes de distribuição de energia elétrica*, cap5. Tese de Dsc, UFPR, Paraná, Brasil.

PEREZ, R.J.M., 2005, *Caracterização de carbonetos por difração de raios-X em aços baixo Cr-Mo para usos em altas temperaturas*. Tese de Msc, PPGEM/UFRGS, Porto alegre, Brasil.

PHANIRAJ, C., CHOUDHARY, B.K., BHANU SANKARA RAO, K., BALDEV, R., 2003, "Relationship between time to reach Monkman-Grant ductility and rupture life", *Scripta Materialia*, v.48, pp 1313-1318

RAJENDRAN, R., PAIK, J.K., LEE, J.M., CHAE, Y.H., LEE, M.S., 2008, "Creep life prediction of a high strength steel plate", *Materials and Design*, 29, pp 427–435

- RAJ, B., CHOUDHARY, B. K., RAMAN, R. K. S., 2004, "Mechanical properties and nondestructive evaluation of chromium-molybdenum ferritic steels for steam generator application", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 81, pp. 521-534
- RAY, A.K.; DIWAKAR, K.; PRASAD, B.N.; TIWARI, Y.N.; GHOSH, R.N.; WHITTENBERGER, J.D., "Long term creep-rupture behavior of 813K exposed 2,25Cr-1Mo steel between 773 and 873K", 2007, *Materials Science and Engineering A*, v.454-455, pp.124-131.
- SAMUEL, K.G.; RAY, S.K., 2006, "Larson-Miller correlation for the effect of thermal aging on the yield strength of a cold worked 15Cr-15Ni-Ti modified austenitic stainless steel", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v.83, pp 405-408
- SONG, S.H.; WU, J.; WEI, X.-J.; KUMAR, D.; LIU, S.-J., 2010, "Creep property evaluation of a 2,25cr-1Mo low alloy steel", *Materials Science and Engineering A*, v.527, pp 2398-2403
- SUNDARARAJAN, G., 1983, "The Monkman-Grant Relationship", *Materials Science and Engineering*, A112, pp 205-214.
- TAI, K., ENDO, T., 1993, "Effect of pre-creep on the succeeding creep behavior of a 2,25Cr-1Mo steel" *Scripta Metallurgica et Materialia*, v.29, pp 643-646.
- VASUDEVAN, M., VENKADESAN, S., SIVAPRASAD, P.V., MANNAN S.L., 1994, "Use of Larson-Miller parameter to study the influence of ageing on the hardness of cold worked austenitic stainless steel", *J Nucl Matr*, 211, pp 251-255.]
- VISWANATHAN, R., 1974, "Strength and Ductility of 21/4Cr-1Mo steels in creep" *Met. Tech*, pp 284-293
- VISWANATHAN, R., 1977, "The effect of stress and temperature on the creep and rupture behavior of a 1,25Cr-0,5Mo steel", *Metal Trans. A*, pp. 877-883.

VISWANATHAN, R., 1989, *Damage Mechanisms and Life Assessment of High-Temperature Components*. ASM International, Metals Park, Ohio.

VISWANATHAN, R., BERNSTEIN, H., 2000 “Some issues in creep–fatigue life prediction of fossil power plant components”, *Trans. Indian Inst. Metals*, 59 (3), pp. 185–202.

WIGNARAJAH, S., MASUMOTO, I, HARA., 1990 “Evaluation and simulation of the microstructural changes and embrittlement in 21/4Cr-1Mo steel due to long term service”. *Trans ISIJ Int*, pp. 30:58.

WINDOW, A.L., HOLISTER, G.S., 1982, *Strain Gage Technology* Applied Science Publishers, London and New York.