

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO E DO DESPORTO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de  
Materiais - PPGEM

**AVALIAÇÃO DOS DANOS POR FLUÊNCIA NO SUPERAQUECEDOR  
DA CALDEIRA DE CO DA REFAP S/A SEGUNDO API STD 530**

João Carlos Winck Junior

Engenheiro Mecânico

Dissertação para obtenção de título de

*Mestre em Engenharia, Especialidade Engenharia de Inspeção de  
Equipamentos*

Porto Alegre - RS

2009

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO E DO DESPORTO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de  
Materiais - PPGEM

**AVALIAÇÃO DOS DANOS POR FLUÊNCIA NO SUPERAQUECEDOR  
DA CALDEIRA DE CO DA REFAP S/A SEGUNDO API STD 530**

João Carlos Winck Junior

Engenheiro Mecânico

Dissertação apresentada ao programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e dos Materiais - PPGEM, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia, Especialidade Engenharia de Inspeção de Equipamentos.

Porto Alegre - RS

2009

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção de título de Mestre em Engenharia, Especialidade Engenharia de Inspeção de Equipamentos e aprovada em sua forma final pelo orientador e pela Banca Examinadora do Curso de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr. Carlos Pérez Bergmann

Banca Examinadora:

D. Sc. Hermano Cezar Medaber Jambo

D. Sc. Marcio Humberto Silva Siqueira

Dr. Rodrigo Domingos de Sá Lisboa

Prof. Carlos Pérez Bergmann

Coordenador do PPGEM

Porto Alegre, Julho de 2009.

## **DEDICATÓRIA**

Dedico esta dissertação em especial aos meus pais Adelaide e João Carlos, e ao meu irmão Rodrigo, que sempre estiveram ao meu lado, e nunca deixaram de acreditar no meu sucesso. A minha namorada Cris que além de ter que suportar este quase um ano longe, ajudou e muito na revisão do texto. E a toda a minha família e amigos que sempre me apoiaram.

## **AGRADECIMENTOS**

Ao meu orientador Prof. Dr. Carlos Pérez Bergmann, pelo apoio, conselhos e incentivos dados para a produção desta dissertação.

A REFAP S/A por ter investido na minha formação através deste processo.

A Universidade Petrobras pela vaga no curso de formação.

A toda equipe da REFAP/DT/INSPEÇÃO DE EQUIPAMENTOS por todo o apoio e ajuda não só durante este trabalho, mas também no período anterior ao mesmo.

E por último, porém não menos importante aos colegas da turma CEINSP 2008 por toda a ajuda e contribuição, e pelas amizades que aqui se formaram.

# ÍNDICE

<b>DEDICATÓRIA .....</b>	<b>IV</b>
<b>AGRADECIMENTOS .....</b>	<b>V</b>
<b>LISTA DE TABELAS .....</b>	<b>VIII</b>
<b>LISTA DE FIGURAS .....</b>	<b>IX</b>
<b>LISTA DE ABREVIATURAS .....</b>	<b>XI</b>
<b>RESUMO .....</b>	<b>XII</b>
<b>ABSTRACT.....</b>	<b>XIII</b>
<b>1 - INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
<b>2 - OBJETIVOS .....</b>	<b>3</b>
<b>3 - LIMITAÇÕES DESTE TRABALHO .....</b>	<b>4</b>
<b>4 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>5</b>
<i>4.1 - Caldeiras.....</i>	<i>5</i>
4.1.1 - Caldeiras Flamotubulares .....	7
4.1.2 - Caldeiras Aquatubulares .....	8
4.1.2.1 Superaquecedor .....	9
<i>4.2 - Fluência .....</i>	<i>10</i>
4.2.1 - Curvas de fluência .....	11
4.2.2 - Dados de ruptura por fluência.....	15
4.2.3 - Mapa de mecanismos de deformação .....	16
4.2.4 - Mapa de mecanismos de fratura .....	18

4.2.5 - Parâmetro de Larson-Miller.....	19
4.3 - Comportamento dos materiais em temperaturas elevadas.....	22
<b>5 - MATERIAIS E MÉTODOS.....</b>	<b>24</b>
5.1 - O superaquecedor da caldeira.....	24
5.2 - Metodologia para cálculo da vida segundo (API STD 530, 2008).....	29
<b>6 - RESULTADOS E DISCUSSÕES .....</b>	<b>33</b>
6.1 - Análise baseada nos intervalos de inspeção.....	34
6.2 - Análise baseada em intervalos de temperaturas.....	40
6.3 - Comparação dos resultados.....	44
<b>7 - CONCLUSÕES .....</b>	<b>46</b>
<b>8 - SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS.....</b>	<b>47</b>
<b>ANEXOS.....</b>	<b>51</b>

## LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 Intervalo de Inspeção de Segurança conforme NR-13 (MTE, 2006). .....	6
Tabela 4.2 Classificação das Caldeiras segundo pressão de operação .....	7
Tabela 5.1 Especificação geral da D-321. ....	24
Tabela 5.2 Composição química do aço SA-213 T22 (ASME, 2004) .....	25
Tabela 5.3 Características de projeto do superaquecedor.....	26
Tabela 5.4 Coeficientes para cálculo do parâmetro de Larson-Miller (API 579, 2007). .....	31
Tabela 6.1 Histórico de Medições de Espessura do Superaquecedor.....	33
Tabela 6.2 Intervalos entre inspeções.....	34
Tabela 6.3 Condições de Operação por período.....	37
Tabela 6.4 Frações da vida para cada período.....	37
Tabela 6.5 Fração de vida futura, com base na tensão mínima.....	39
Tabela 6.6 Períodos divididos por intervalos de temperatura. ....	41
Tabela 6.7 Frações de vida para cada período baseado nas faixas de temperatura. ....	42
Tabela 6.8 Fração de vida futura com base na tensão mínima.....	43
Tabela 10.1 Valores de medição de espessura do superaquecedor em milímetros. ....	51



## LISTA DE FIGURAS

Figura 4.1 Classificação de Caldeiras segundo a NR-13 (MTE, 2006). .....	5
Figura 4.2 Exemplo de Caldeira Flamotubular com 3 passes (BRAMBILLA, 2007). .....	7
Figura 4.3 Caldeira Aquatubular VU-60 (D-321 da REFAP). .....	9
Figura 4.4 (a), (b), e (c) curvas de fluência de aços a carregamento e temperatura constantes (d), (e), e (f) as taxas de fluência em função do tempo para as respectivas curvas (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008). .....	11
Figura 4.5 Curvas de fluência mostrando a variação da tensão e temperatura (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008). .....	13
Figura 4.6 Exemplo esquemático de um mapa de deformações (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008). .....	17
Figura 4.7 Exemplo esquemático de um mapa de mecanismos de fratura (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008). .....	19
Figura 4.8 Parâmetro de Larson-Miller (VISWANATHAN, 1989). .....	21
Figura 5.1 Pressão de Operação no período de 15/12/1998 a 20/05/2009. ....	27
Figura 5.2 Temperatura de Operação no período de 15/12/1998 a 20/05/2009. ....	28
Figura 5.3 Espessura de tubo do superaquecedor. ....	29
Figura 5.4 Curvas de Tensão (S.I.) para ASTM A200 T22, ASTM A213 T22, ASTM A335 P22, Aços 2 1/4 Cr - 1 Mo (API STD 530, 2008). .....	30
Figura 6.1 Temperatura de Operação e Média nos Períodos. ....	35
Figura 6.2 Pressão de Operação e Média nos Períodos. ....	36
Figura 6.3 Estimativa da vida remanescente do superaquecedor D-321. ....	44

Figura 6.4 Comparativo entre tensões atuantes e de ruptura para vida de 100.000 horas do  
superaquecedor D-321.....45

## LISTA DE ABREVIATURAS

D-321	Tag que identifica a caldeira de CO da REFAP
PI	<i>Process Information</i> : Software que armazena os dados de temperatura, pressão, entre outras variáveis das diversas unidades da REFAP
LMP	Parâmetro de Larson-Miller
NR-13	Norma Regulamentadora nº 13 do Ministério do Trabalho e Emprego e define regras para Caldeiras e Vasos de Pressão
SPIE	Serviço Próprio de Inspeção de Equipamentos
API	<i>American Petroleum Institute</i>
ASME	<i>American Society of Mechanical Engineers</i>

## RESUMO

A capacidade de avaliar de forma segura a vida remanescente de componentes que operam na zona de fluência, garantindo a integridade estrutural entre inspeções, tornou-se um fator de extrema importância na operação de caldeiras que já operam há muitos anos, freqüentemente já tendo suplantado a vida de projetos. O superaquecedor da caldeira de CO da REFAP que já opera há 30 anos dentro da zona de fluência, foi avaliado baseado na metodologia proposta no API STD 530 para determinação da sua vida remanescente, com o objetivo de garantir a sua continuidade operacional de forma segura. Foram utilizadas duas abordagens para o tratamento dos dados de temperatura e pressão ao longo dos anos: uma baseada em intervalos de inspeção, e outra, baseada em uma metodologia de árvore de decisões, separando os dados em faixas de temperatura. As duas abordagens foram analisadas e mostraram resultados semelhantes. Com base nos resultados, pode-se afirmar que, respeitadas às condições de projeto, não é esperado que o superaquecedor da caldeira de CO da REFAP venha a falhar por fluência nos próximos anos.

## **ABSTRACT**

The ability to assess correctly the remaining life of components operating in the creep range, ensuring integrity between inspections intervals, has become a major factor in the operation of boilers that have already been operating for many years, often having already supplanted the design life. The superheater of the CO boiler from REFAP, which has been active for 30 years in the creep range, was assessed based on the methodology proposed in API STD 530 to determine their remaining life, aiming at ensuring operational continuity in a safe way. Two approaches are used for the treatment of temperature and pressure data over the years: one based on inspection intervals, and another based on a methodology of decision-tree, separating the data in temperature ranges. Both approaches were analyzed and showed similar results. Based on the results, it is possible to say that, as long as the design conditions are respected, it is not expected that the superheater of REFAP CO boiler will fail by creep in the coming years.

# 1 - INTRODUÇÃO

O crescente interesse por técnicas e metodologias que permitam avaliar de forma segura a vida remanescente de equipamentos industriais, principalmente daqueles que operam em altas temperaturas, garantindo a integridade estrutural entre inspeções, é sustentado pela necessidade de diminuir custos, maximizar a segurança e estender a vida útil destes, pois frequentemente estes equipamentos já suplantaram a sua vida de projeto. Esta questão é mais evidente com relação às plantas petroquímicas, em relação a outras áreas, onde os altos investimentos e a legislação ambiental dificultam seriamente a construção de novas instalações.

As boas propriedades de resistência à fluência dos aços Cr-Mo fazem com que estes sejam amplamente utilizados em equipamentos destinados a trabalho sob altas temperaturas. Estas propriedades são decorrentes da presença de cromo e molibdênio, os quais promovem endurecimento por solução sólida e precipitação de carbeto, sendo que alguns destes atuam diretamente sobre os mecanismos de fluência, tais como, a movimentação de discordâncias, que tendem a ser ancoradas ou retardadas em seu curso quando se deparam com os carbeto (VISWANATHAN, 1989).

O problema decorrente do emprego destes aços em tais condições é que em altas temperaturas de serviço, por prolongados períodos de tempo, tendem a alterar fortemente suas propriedades microestruturais, sendo degradadas as propriedades mecânicas e a capacidade de inibição dos mecanismos de fluência. Em função deste fato, tem-se concebido técnicas que permitam uma verificação da integridade do material e, eventualmente, a definição de ações preventivas ou corretivas a serem tomadas. Sabe-se que nenhuma das técnicas já existentes é suficiente como única ferramenta para a obtenção de valores precisos quanto à vida residual de componentes que operem na zona de fluência. Middleton e Townsend (1998) recomendam que esta avaliação seja realizada em três estágios, e caso as informações encontradas num

estágio indiquem que a falha está próxima, o componente deve ser investigado no próximo estágio. Os três estágios são:

- 1º Estágio: baseado em medições de temperatura do vapor, tempo de operação, tensão mínima para ruptura, dimensões conforme o projeto, e aplicação da metodologia de frações de vida;
- 2º Estágio: igual ao 1º estágio, porém com medições da temperatura do metal, e medição das dimensões no campo;
- 3º Estágio: utilização de amostras do material para a realização de ensaios.

O objetivo desta abordagem por estágios é identificar problemas que poderiam levar a falha durante a operação da caldeira antes da próxima parada de inspeção, e assim priorizar os recursos de investigação apenas nas áreas críticas, reduzindo custo e tempo da parada (MIDDLETON e TOWNSEND, 1998).

## 2 - OBJETIVOS

O objetivo geral desta dissertação é avaliar os danos por fluência que o superaquecedor da caldeira de CO da Refinaria Alberto Pasqualini – REFAP S/A sofreu após 30 anos de operação, e determinar se o mesmo continua apto a permanecer operando, se a Pressão Máxima de Trabalho Admissível pode ser mantida, e também o intervalo para uma nova avaliação.

Para atingir esse objetivo, fez-se necessária a obtenção dos seguintes objetivos específicos:

- Levantamento das características construtivas do superaquecedor;
- Coletar os dados históricos de operação;
- Analisar os dados históricos;
- Aplicar a metodologia proposta e analisar os resultados.



### **3 - LIMITAÇÕES DESTE TRABALHO**

Como não ocorreram paradas da D-321 durante o período que este trabalho foi realizado, o mesmo foi desenvolvido com os dados disponíveis nos relatórios de inspeção da gerência de Inspeção de Equipamentos da REFAP e, dados históricos de operação obtidos através dos arquivos do PI. Não foi abordado o 3º estágio de avaliação, conforme proposto por Middleton e Townsend, onde são realizados ensaios acelerados de fluência de amostras e avaliações metalográficas. Esse 3º estágio não se fez necessário, uma vez que a vida estimada é superior aos intervalos de inspeção.

## 4 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 4.1 - Caldeiras

Caldeira é o nome popular dado para equipamentos destinados a gerar vapor, porém, segundo a legislação brasileira, caldeiras são equipamentos destinados a produzir e acumular vapor sob pressão superior à atmosférica, utilizando qualquer fonte de energia, excetuando-se os refervedores e equipamentos similares utilizados em unidades de processo (MTE, 2006).

A NR-13 classifica as caldeiras, segundo o seu grau de risco (Figura 4.1), levando em conta o volume contido e a pressão do vapor produzido. Este conceito representa o grau de energia acumulado e é utilizado por diversas normas internacionais (MTE, 2006).

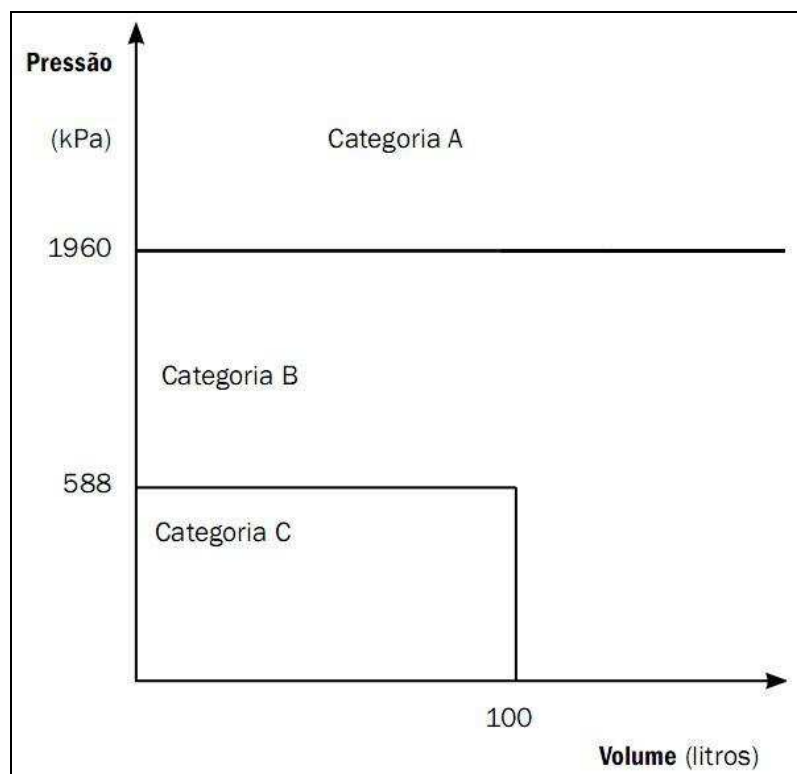


Figura 4.1 Classificação de Caldeiras segundo a NR-13 (MTE, 2006).

Além desta classificação em Categorias A, B ou C, a caldeira que estiver instalada em estabelecimentos que possuam o Serviço Próprio de Inspeção de Equipamentos (SPIE) certificado pode ser considerada “ESPECIAL”, desde que opere de forma contínua, utilizando gases ou resíduos das unidades de processo como combustível principal para aproveitamento de calor ou para fins de controle ambiental, e tenha seus dispositivos de segurança testados a cada 12 meses, não apresente variações inesperadas na saída de gases e do vapor, tenha controle e análise periódica da qualidade da água, exista controle de deterioração dos materiais das principais partes, e seja homologada como classe “ESPECIAL” através de acordo entre a representação sindical da categoria profissional predominante no estabelecimento e o empregador (MTE, 2006).

A partir desta classificação e levando em conta se o estabelecimento possui SPIE certificado ou não, a NR-13 define os intervalos de inspeção de segurança que a caldeira deverá ser submetida, conforme pode ser observado na Tabela 4.1.

**Tabela 4.1 Intervalo de Inspeção de Segurança conforme NR-13 (MTE, 2006).**

Tipo de Estabelecimento	Categoria “A”	Categorias “B” e “C”	“ESPECIAL”
<b>Sem SPIE</b>	12 meses ou	12 meses	
	24 meses com testes das válvulas de segurança a cada 12 meses		
<b>Com SPIE</b>	30 meses	18 meses	40 meses

Esta classificação da legislação brasileira não leva em conta as características construtivas de cada caldeira. Construtivamente elas podem ser classificadas em:

- Caldeiras Flamotubulares;
- Calderias Aquatubulares.

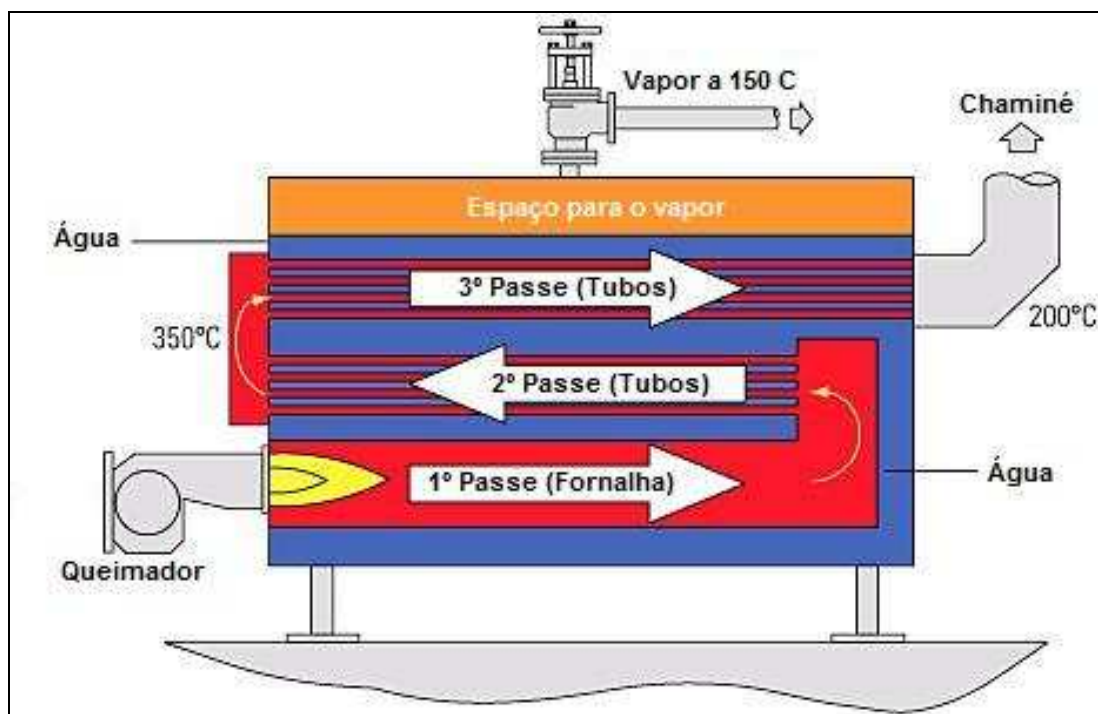
De acordo com as pressões de trabalho, podem ser classificadas segundo a *American Boiler Manufacturer and Affiliated Industries Association*, em:

**Tabela 4.2 Classificação das Caldeiras segundo pressão de operação**

Baixa Pressão	100 – 400 psi	ou 7 – 28 kgf/cm <sup>2</sup>
Média Pressão	400 – 800 psi	ou 28 – 57 kgf/cm <sup>2</sup>
Alta Pressão	800 – 3000 psi	ou 57 – 212 kgf/cm <sup>2</sup>
Pressão Supercrítica	> 3000 psi	ou > 213 kgf/cm <sup>2</sup>

### 4.1.1 - Caldeiras Flamotubulares

Nas caldeiras flamotubulares, o fluido quente (gases de combustão) escoam no interior de tubos cercados por água. Com isso, a transferência de calor ocorre em toda a circunferência dos tubos, que são montados de maneira similar a feixes de permutadores de calor. Existem caldeiras flamotubulares verticais, porém as mais comuns são as horizontais, podendo possuir fornalhas lisas ou corrugadas, mais de um passe para os gases (Figura 4.2) e parede traseira seca ou molhada (LAGEMANN e SALLES, 2006).



**Figura 4.2 Exemplo de Caldeira Flamotubular com 3 passes (BRAMBILLA, 2007).**

As caldeiras flamotubulares geram somente vapor saturado, não tendo superaquecedor. Normalmente, estão limitadas a uma produção máxima de até 30 toneladas de vapor saturado por hora, a uma pressão máxima de 20 kgf/cm<sup>2</sup>. O limitante para a pressão máxima de operação é a espessura de parede do casco que para pressões maiores o tornaria muito espesso e com um custo inaceitável (BRAMBILLA, 2007).

Por gerarem apenas vapor saturado, seu uso está limitado a empresas onde o vapor é utilizado somente para aquecimento. Possuem como desvantagem partida lenta, pressão de trabalho limitada, deficiência na circulação de água, e dificuldade de instalação de equipamentos auxiliares. Porém, apresentam como vantagens um menor custo de geração que as aquatubulares para capacidades de até 20 ton/hora de vapor, possuem uma maior eficiência de troca de calor por área de troca térmica que as aquatubulares, apresentam melhor capacidade de reação a mudanças bruscas de carga pelo sistema consumidor e, são de construção e manutenção bem mais simples (LAGEMANN e SALLES, 2006).

As flamotubulares são de operação mais simples, e normalmente possuem poucos instrumentos para a monitoração de sua operação, o que faz com que normalmente sua operação seja negligenciada, fazendo com que este tipo de caldeira lidere as estatísticas de acidentes no mundo, geralmente explosões causadas pelo superaquecimento das partes de pressão por baixo nível de água (BRAMBILLA, 2007).

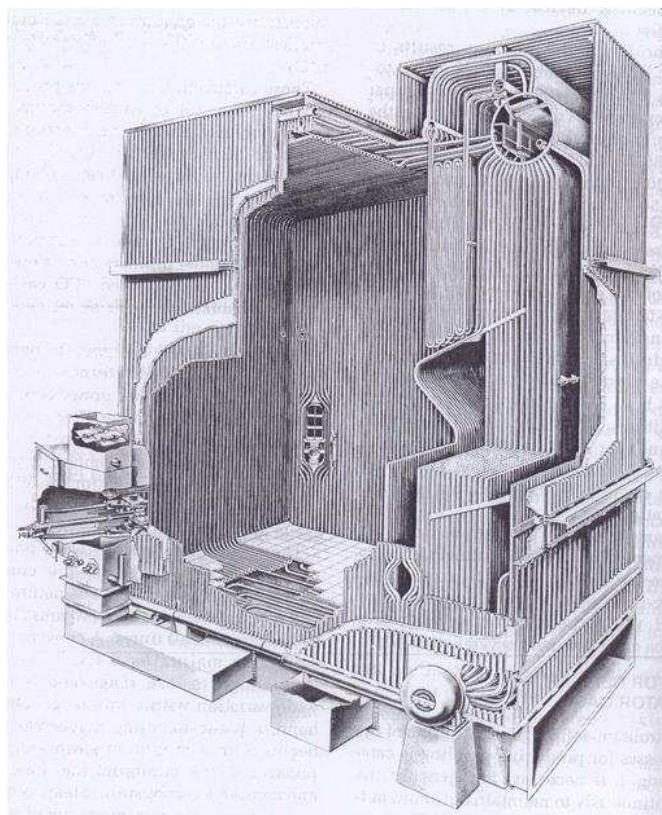
#### **4.1.2 - Caldeiras Aquatubulares**

As caldeiras aquatubulares (Figura 4.3) são aquelas em que a água circula no interior dos tubos enquanto os gases quentes transitam numa câmara de combustão. São unidades de grande capacidade, projetadas para operar em médias e altas pressões (LAGEMANN e SALLES, 2006) (BRAMBILLA, 2007).

As caldeiras aquatubulares são de utilização mais ampla, pois possuem vasos pressurizados internamente de menores dimensões relativas, viabilizando tecnicamente e economicamente o uso de maiores espessuras e conseqüentemente atingir pressões mais elevadas. Outro ponto importante é que devido a sua concepção de projeto é possível ser

incorporado uma seção de superaquecimento do vapor, o que torna possível a utilização do vapor para obtenção de trabalho mecânico através de máquinas de transformação (ALTAFINI, 2002) (BRAMBILLA, 2007).

A caldeira aquatubular também tem partida mais rápida, e utiliza uma área proporcionalmente menor para a mesma quantidade de vapor gerado que uma caldeira flamotubular. Porém, como desvantagens, pode-se citar a necessidade de um tratamento metuculoso da água de alimentação, construção complexa, custo elevado, e necessidade de operadores mais qualificados (LAGEMANN e SALLES, 2006).



**Figura 4.3 Caldeira Aquatubular VU-60 (D-321 da REFAP).**

#### ***4.1.2.1 Superaquecedor***

Os superaquecedores são componentes tubulares sob a forma de serpentinas, com o objetivo de criar grandes superfícies de troca térmica para elevar o grau de superaquecimento do vapor. Normalmente, estão localizados na zona de radiação, ou onde o fluxo dos gases é

mais quente. São constituídos de dois coletores, um na entrada que recebe o vapor saturado e um na saída que coleta o vapor superaquecido. Em alguns projetos, o superaquecedor pode estar dividido em dois ou mais estágios, neste caso entre os estágios é inserido o dessuperaquecedor intermediário. Por circular apenas vapor no interior do superaquecedor, sua temperatura atinge valores extremamente elevados e por isso são projetados por critérios de fluência utilizando-se na sua fabricação aços carbono-molibdênio ou cromo-molibdênio (LAGEMANN e SALLES, 2006) (BRAMBILLA, 2007).

Quando estão localizados na zona de convecção, são denominados superaquecedores de convecção e tem como característica básica o aumento da temperatura do vapor com o aumento da carga da caldeira. Já quando estão submetidos à radiação são denominados superaquecedores de radiação e com o aumento de carga da caldeira há uma diminuição da temperatura do vapor (BRAMBILLA, 2007).

## ***4.2 - Fluência***

A integridade estrutural de componentes submetidos a temperaturas elevadas (maior que 40% da temperatura absoluta de fusão) é afetada diretamente pelo seu comportamento em relação à fluência. Embora a fluência possa ocorrer em qualquer temperatura acima do zero absoluto, tradicionalmente está associada à deformação plástica dependente do tempo a temperaturas elevadas. O mecanismo de fluência é um processo lento e contínuo dependente da temperatura, tensão, e do tempo, e pode fazer com que os materiais mesmo sobre carregamento constante sofram deformações plásticas e eventualmente venham a falhar (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008) (KASSNER, 2009) (FURTADO e MAY, 2004).

A fluência pode ser definida como um fenômeno termo-ativado, dependente diretamente do tempo no qual um componente se deforma sobre tensão constante ou variável (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008).

Estas deformações poderão acarretar em deformações dimensionais inaceitáveis ou mesmo a ruptura de componentes, como ocorre em tubos do superaquecedor de caldeiras (FURTADO e MAY, 2004).

### 4.2.1 - Curvas de fluência

Ensaio de fluência para levantamento das curvas podem ser realizados a carga constante ou a tensão constante. Por facilidades experimentais, a maioria dos ensaios de fluência dos aços são realizados com carregamento e temperatura constantes. Os resultados dos testes podem então ser plotados como curvas de fluência, e representam graficamente a dependência entre a deformação medida e um intervalo de tempo. Na Figura 4.4, é possível visualizar três curvas de fluência a carregamento e temperatura constante, e também suas respectivas taxas de fluência,  $\dot{\epsilon} = d\epsilon/dt$ , onde  $\epsilon$  é a deformação e  $t$  o tempo (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008).

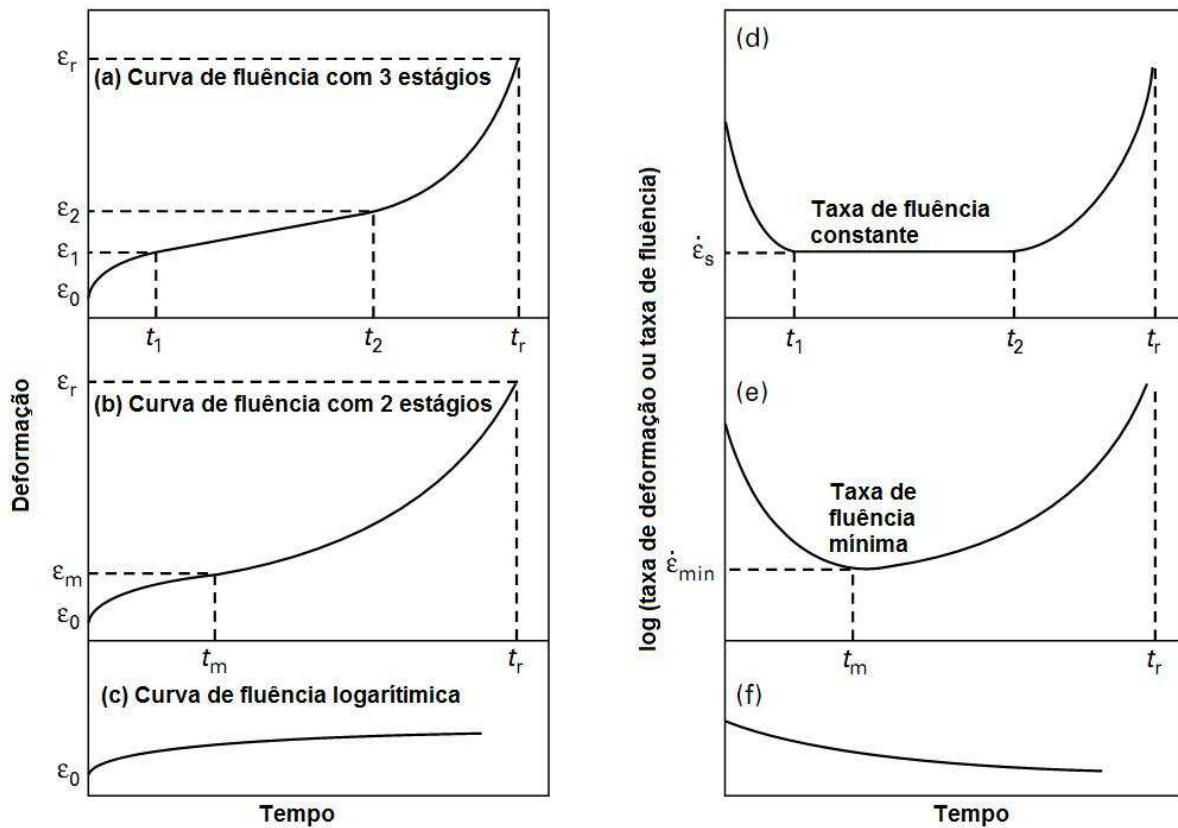


Figura 4.4 (a), (b), e (c) curvas de fluência de aços a carregamento e temperatura constantes (d), (e), e (f) as taxas de fluência em função do tempo para as respectivas curvas (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008).



Observando a Figura 4.4 (a), pode-se perceber 3 estágios de fluência, o estágio primário ou transiente, o estágio secundário ou estado estacionário, e o estágio terciário ou de fluência acelerada. Estes estágios surgem após uma deformação inicial muito rápida  $\epsilon_0$  que acontece após o carregamento, conforme Figura 4.4 (a), quando a temperatura do teste é elevada, ou a uma alta temperatura homóloga. A temperatura homóloga é definida como a relação entre  $T/T_m$ , onde T é temperatura do teste em Kelvin e  $T_m$  corresponde à temperatura de fusão em Kelvin. A deformação  $\epsilon_0$  é composta por deformações elásticas e também plásticas, dependendo da tensão aplicada (KASSNER, 2009) (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008).

No primeiro estágio, compreendido entre  $\epsilon_0$  e  $\epsilon_1$ , a taxa de fluência  $\dot{\epsilon}$ , decresce com o tempo, como pode ser observado na Figura 4.4 (d). Esse decréscimo da taxa de fluência é atribuído ao encruamento do material ou a uma diminuição das discordâncias livres ou móveis. Logo, este estágio é caracterizado por uma velocidade de deformação decrescente (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008) (KASSNER, 2009).

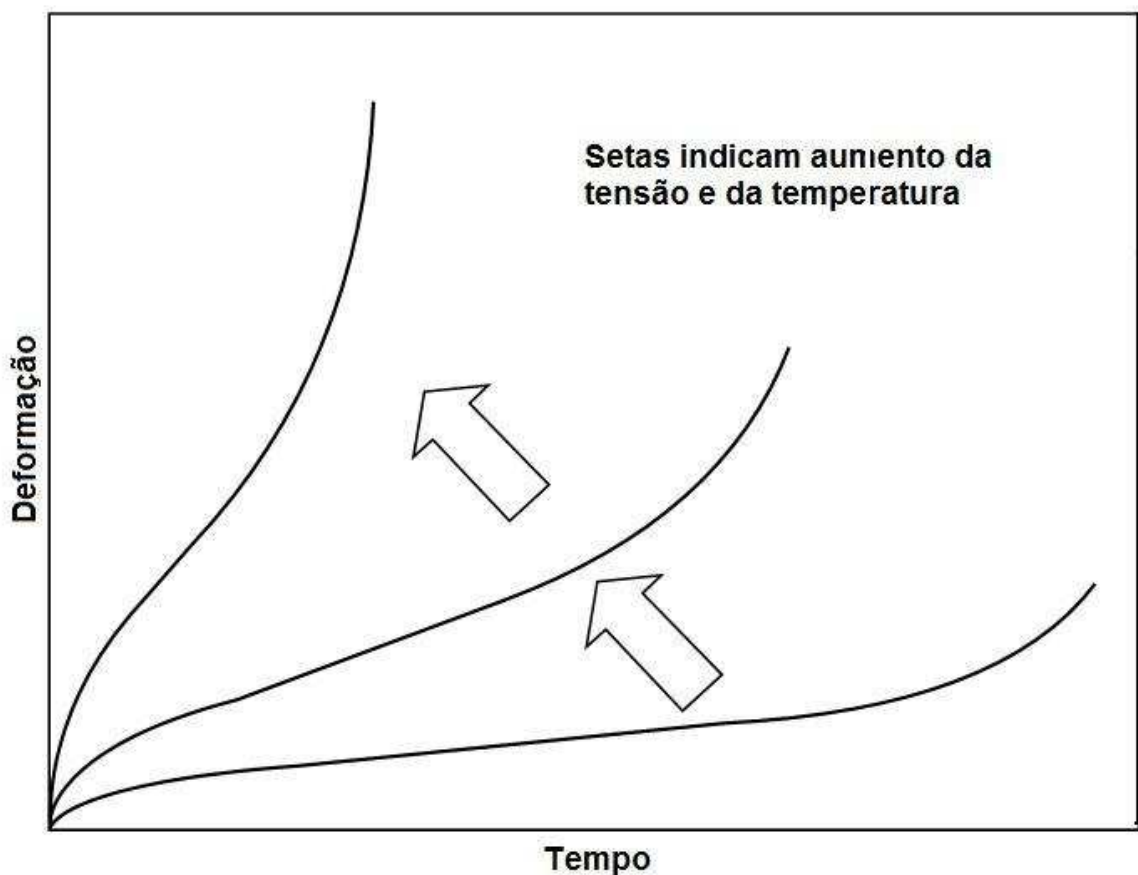
Já no segundo estágio, correspondente ao período entre  $\epsilon_1$  e  $\epsilon_2$ , a taxa de fluência é constante, conforme Figura 4.4 (d). Esta taxa constante é atribuída a um balanço entre a taxa de geração de discordâncias, contribuindo para o encruamento do material, e a taxa de recuperação, contribuindo para o aumento da tenacidade. Em elevada temperatura homóloga ( $T/T_m$ ), a fluência envolve principalmente a difusão e por isso a taxa de recuperação é alta o suficiente para balancear o encruamento, o que resulta no aspecto do segundo estágio, ou seja, uma taxa constante (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008) (KASSNER, 2009).

No terceiro estágio, compreendido entre  $\epsilon_2$  e  $\epsilon_f$ , a taxa de fluência aumenta com o tempo até a ruptura no tempo  $t_p$ , conforme Figura 4.4 (a). Sobre carregamento constante, a tensão é crescente à medida que o processo de fluência ocorre e há um decréscimo da secção transversal, o que leva a uma grande influência do aumento da tensão sobre a taxa de fluência no terceiro estágio (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008) (KASSNER, 2009).

O aparecimento de pescoços causa um aumento significativo na tensão. O aumento da taxa de fluência com o tempo no terceiro estágio pode ser consequência do aumento de

tensão, ou de alterações microestruturais durante a fluência. As alterações microestruturais usualmente são constituídas por recuperação dinâmica, recristalização dinâmica, crescimento de precipitados ou outros fenômenos, que levam à diminuição da dureza resultando em diminuição da resistência à fluência. A evolução dos danos leva ao aparecimento de vazios de fluência e trincas, normalmente nos contornos de grãos (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008).

O tamanho e a forma das curvas dos três estágios de fluência podem variar dependendo das condições de temperatura e carregamento do teste. Na Figura 4.5, pode-se observar esta dependência. O fim de cada curva representa o ponto onde houve a ruptura por fluência. Com aumento da tensão e temperatura, o tempo para a ruptura e a duração do segundo estágio diminuem, mas a elongação total aumenta (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008).



**Figura 4.5** Curvas de fluência mostrando a variação da tensão e temperatura (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008).

Algumas vezes o processo vai direto do estágio I para o estágio III, e surge uma inflexão na curva, conforme Figura 4.4 (b) e (e). Nestas situações, a taxa de fluência mínima,  $\dot{\epsilon}_{min}$ , pode ser definida no lugar da taxa de fluência constante,  $\dot{\epsilon}_s$ . Assim, como a taxa de fluência constante, a taxa de fluência mínima pode ser explicada pelo processo de encruamento no primeiro estágio, balanceado pela diminuição da dureza no terceiro estágio. Na maioria dos aços de Engenharia, a região onde a taxa de fluência é constante é praticamente inexistente, demonstrando que as microestruturas de aços e ligas de Engenharia, resistentes à fluência, estão em constante alteração durante a fluência. Logo, pode-se concluir que não existe equilíbrio dinâmico microestrutural que justifique um estado no qual a taxa de fluência seja constante, como se observa na Figura 4.4 (d). Portanto, o termo “taxa de fluência mínima” é preferido pelos engenheiros e pesquisadores, uma vez que este estado próximo de ser estacionário encontrado no segundo estágio corresponde ao estado de menor taxa de deformação durante todo o processo de deformação por fluência (KASSNER, 2009) (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008).

A relação entre a tensão e a taxa mínima ou taxa constante de fluência é expressa por:

$$\dot{\epsilon}_{min} \text{ ou } \dot{\epsilon}_s = A\sigma^n \quad (4.1)$$

e,

$$A = A' \exp\left(-\frac{Q_c}{RT}\right) \quad (4.2)$$

onde  $n$  é o expoente da tensão,  $Q_c$  a energia de ativação para fluência,  $R$  a constante dos gases, e  $T$  a temperatura. O parâmetro  $A'$  compreende parâmetros microestruturais, como tamanho de grão, entre outros. A Equação 4.1 é conhecida como Lei de Norton. Já é de conhecimento que a taxa mínima ou constante de fluência é inversamente proporcional ao tempo para ruptura  $t_r$ , então:

$$\dot{\epsilon}_{min} \text{ ou } \dot{\epsilon}_s = \frac{C}{(t_r)^m} = A' \sigma^n \exp\left(-\frac{Q_c}{RT}\right) \quad (4.3)$$

onde  $C$  é uma constante que depende do total de alongação durante a fluência e  $m$  é uma constante cujo valor normalmente é igual ou próximo de 1. A Equação 4.3 é conhecida como relação de Monkman-Grant, e foi confirmada experimentalmente não só para metais como também para várias ligas de aços de Engenharia resistentes à fluência. A Equação 4.3 sugere que a taxa de fluência mínima ou constante e o tempo para ruptura variam de maneira similar para a temperatura e a tensão (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008) (KASSNER, 2009).

Como pode ser observado na Equação 4.3, tensão e temperatura são variáveis que influenciam diretamente a taxa de fluência e o tempo para ruptura. Porém, além disso, a resistência a danos por fluência é também influenciada por variáveis externas, nas quais se incluem o estado de deformação em que o material se encontra, tratamentos térmicos sofridos, corrosão e estado de tensão (FURTADO e MAY, 2004) (KASSNER, 2009) (MOSS, BARRIEN, e WALCZYNSKI, 2000).

Quando a temperatura homóloga é baixa, normalmente menor do que 0,3, onde a difusão não é relevante, apenas o primeiro estágio de fluência acontece. Usualmente, ocorrem deformações limitadas menores que 1%, as quais não levam à ruptura como mostra a Figura 4.4 (c) e (f). Este processo de deformação é denominado fluência logarítmica (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008).

A Figura 4.4 mostrou o comportamento idealizado sobre fluência. Contudo, os materiais resistentes à fluência muitas vezes apresentam curvas bem mais complexas, especialmente em condições de baixa tensão durante longos períodos, o que sugere que diversas mudanças microestruturais acontecem (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008).

#### **4.2.2 - Dados de ruptura por fluência**

Componentes sujeitos a trabalho em temperaturas dentro da zona de fluência são projetados usando tensões admissíveis sob condições de fluência, as quais usualmente são determinadas com base em intervalos de 100.000 horas, e algumas vezes em intervalos de 200.000 a 300.000 horas. A tensão de ruptura a 100.000 horas em uma temperatura  $T$  representa a tensão que levará a ruptura, o último ponto da Figura 4.4 (a) e (b), após 100.000 horas de serviço. Geralmente, os dados de tensão para ruptura em fluência estão representados

na forma gráfica mostrando uma relação entre a tensão  $\sigma$  e o tempo para a ruptura  $t_r$  (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008).

A determinação da resistência à fluência é um processo que exige grande precisão na aplicação da técnica experimental, bem como no tratamento dos dados, começando com a precisão da fabricação do corpo-de-prova, a determinação precisa das dimensões, o controle preciso das alterações dimensionais durante o ensaio, e aquisição dos valores de tensão. Portanto, rigorosos procedimentos e especificações são necessários para garantir a confiabilidade dos resultados (YAGI, MERCKLING, KERN, IRIE, e WARLIMONT, 2004).

Logo, pode-se perceber que o comportamento de um material em relação à fluência é dependente de vários fatores, tais como, sua microestrutura, tamanho do componente e local de instalação.

A confiabilidade dos dados de fluência de um material é basicamente dependente da qualidade do material do ensaio e determinação precisa da sua composição, e do método de avaliação da tensão de fluência (YAGI, MERCKLING, KERN, IRIE, e WARLIMONT, 2004).

A avaliação dos dados deve estar baseada em um grande número de ensaios, os quais devem incluir várias amostras do mesmo lote de material, garantindo assim homogeneidade da composição química das amostras, e as mesmas devem estar submetidas a várias faixas de temperaturas desejadas. A duração dos testes deve ser suficientemente longa para minimizar os efeitos das extrapolações dos dados. Como exemplo, pode-se citar as regras da Europa e Japão que limitam os limites de extrapolação a três vezes a duração dos ensaios, e os níveis de tensões escolhidos para os ensaios devem estar distribuídos de forma a garantir os requisitos estatísticos do ensaio (YAGI, MERCKLING, KERN, IRIE, e WARLIMONT, 2004).

### **4.2.3 - Mapa de mecanismos de deformação**

O conceito de um mapa com os mecanismos de deformação foi proposto por Ashby (1972), com base no pressuposto que todos os seis mecanismos de deformação envolvidos na fluência são mutuamente independentes e atuam paralelamente. Os seis mecanismos de deformação incluem movimentação de defeitos, movimentação de discordâncias, fluência por discordâncias, difusão intragranular, difusão no contorno de grão, e maclas. O processo de

maclas responde por uma quantidade limitada de deformações, e por isso geralmente não aparece no mapa de mecanismos de deformação. A Figura 4.6 é um exemplo de um mapa com os mecanismos de deformação. O mapa é construído com o eixo das tensões normalizado na forma de  $\sigma/G$ , onde G corresponde ao módulo de cisalhamento. O mapa está dividido em campos, em cada campo um dos mecanismos é o dominante, ou seja, este mecanismo produz uma deformação maior que qualquer um dos demais (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008) (ASHBY, 1972).

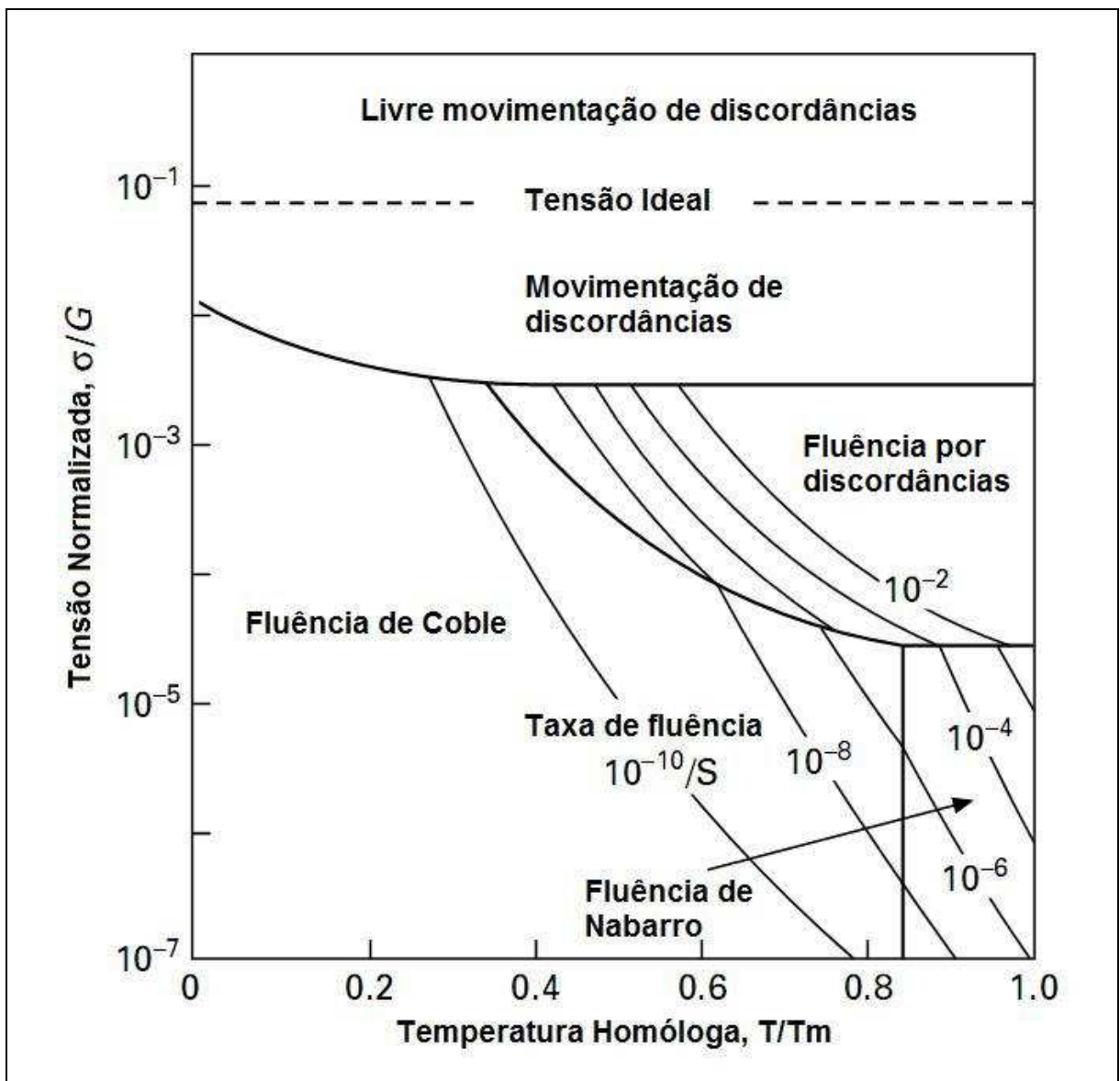


Figura 4.6 Exemplo esquemático de um mapa de deformações (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008).

É importante notar que a dependência do tempo não está incluída no mapa de mecanismo de deformação. Como já observado na Figura 4.5, a taxa de fluência dos aços varia com o tempo de exposição a temperaturas elevadas. Contudo, o mapa de mecanismos de deformações pode ser utilizado como uma forma de prever o mecanismo de deformação dominante no início do processo de fluência sobre uma determinada temperatura e tensão (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008).

#### 4.2.4 - Mapa de mecanismos de fratura

Ashby, Gandhi e Taplin (1979) propuseram mapas de mecanismos de fratura para metais e ligas de estrutura cúbica de corpo centrado (CCC) com o eixo de tensão normalizado  $\sigma/G$  e temperatura homóloga  $T/T_m$ . Através deste mapa, pode-se determinar o mecanismo de fratura dominante, ou seja, aquele que levará a fratura no menor intervalo de tempo. Na prática, o mapa de mecanismos de fratura é mais importante que o mapa de mecanismos de deformação, porque ele traz informações sobre danos e mecanismos de fratura, as quais são de extrema importância na avaliação da evolução dos defeitos e determinação da vida remanescente dos componentes (VISWANATHAN, 1989) (ASHBY, GANDHI, e TAPLIN, 1979) (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008).

A Figura 4.7 mostra esquematicamente um mapa de mecanismos de fratura. No regime de fluência, dois campos de fratura por fluência transgranular e fratura por fluência intergranular aparecem em alta e baixa tensões, respectivamente. Em altas temperaturas e taxas de deformações relativamente elevadas, a recristalização dinâmica permite que o material se deforme extensivamente, surgindo um pescoço e eventualmente ocasionando a ruptura do mesmo antes que toda a seção transversal seja consumida. Devido ao fato de os contornos de grão se deslocarem rapidamente durante o processo de recristalização dinâmica, não ocorre o aparecimento de vazios de fluência (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008) (ASHBY, GANDHI, e TAPLIN, 1979).

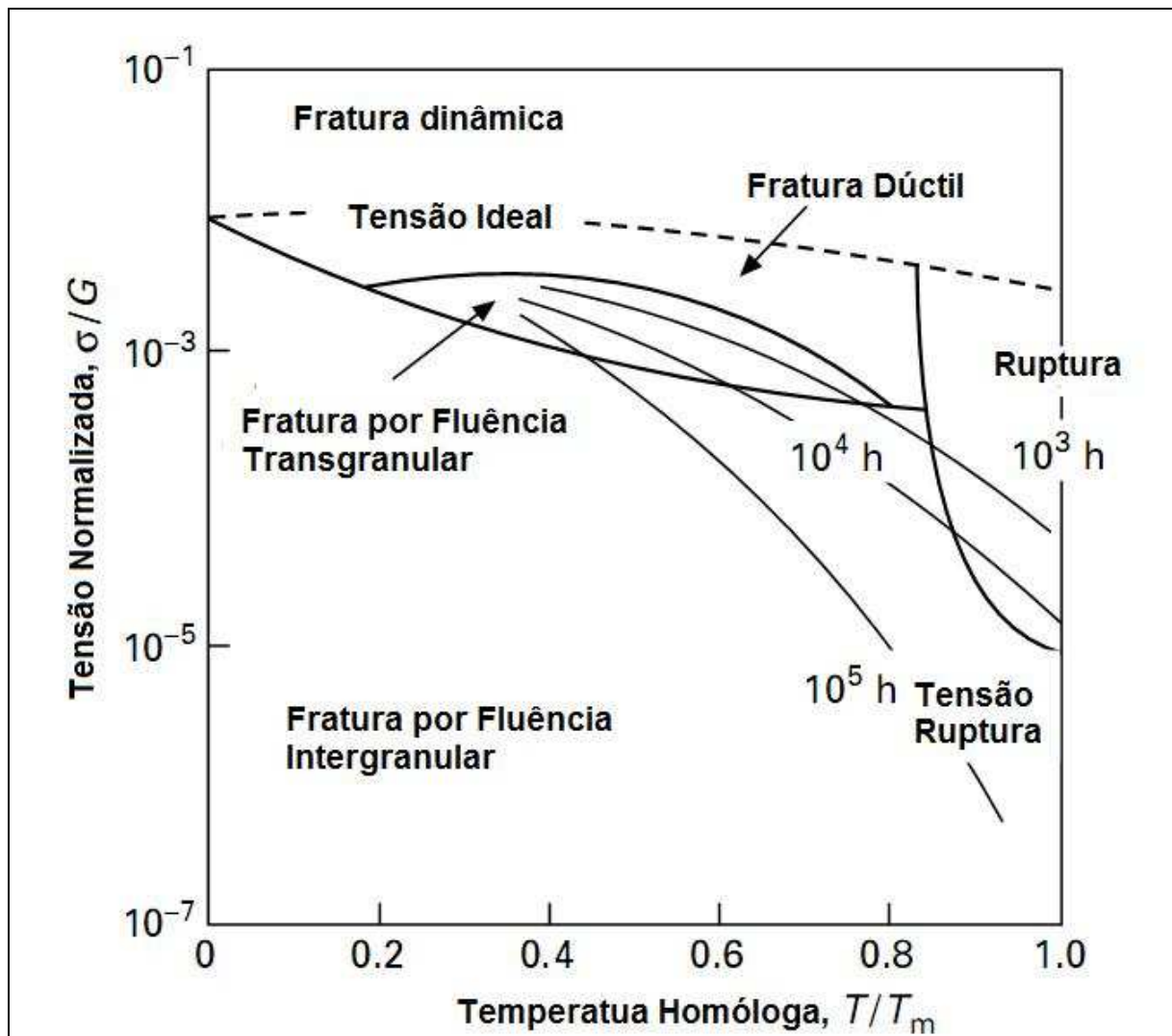


Figura 4.7 Exemplo esquemático de um mapa de mecanismos de fratura (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008).

#### 4.2.5 - Parâmetro de Larson-Miller

O Parâmetro de Larson-Miller (LMP) é uma metodologia para extrapolação dos dados de tensão de ruptura em fluência, e é o parâmetro mais usado na Engenharia. É utilizado desde os fabricantes até usuários finais para qualificar o uso de materiais em altas temperaturas (FURILLO, PURUSHOTHAMAN, e TIEN, 1977) (FURILLO, PURUSHOTHAMAN, e TIEN, 1978) (KOUL, 1982) (VASUDEVAN, VENKADESAN, SIVAPRASAD, e MANNAN, 1994).



O Parâmetro de Larson Miller é deduzido a partir da dependência da taxa de fluência com a tensão e a temperatura. A partir da equação das taxas de fluência, pode-se deduzir a equação do Parâmetro de Larson-Miller (FURILLO, PURUSHOTHAMAN, e TIEN, 1977) (VISWANATHAN, 1989).

$$\dot{\epsilon} = A. \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \quad (4.4)$$

Onde,

$$\dot{\epsilon} = \frac{d\epsilon}{dt} = \text{taxa de fluência};$$

$A$  = constante do material;

$Q$  = energia de ativação para o processo de fluência;

$R$  = constante dos gases;

$T$  = temperatura absoluta;

$t$  = tempo;

E como,

$$\dot{\epsilon} = \frac{1}{t_r} \quad (4.5)$$

Então,

$$\frac{1}{t_r} = A. \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \quad (4.6)$$

A Equação 4.6 é a relação entre tempo e temperatura em fluência, logo,

$$\ln\left(\frac{1}{t_r}\right) = \ln\left(A. \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right)\right) \quad (4.7)$$

E então,

$$\ln\left(\frac{1}{t_r}\right) = \ln(A) - \left(\frac{Q}{R}\right)\frac{1}{T} \quad (4.8)$$

Que pode ser escrita da seguinte forma,

$$\ln(t_r) = \left(\frac{Q}{R}\right)\frac{1}{T} - \ln(A) \quad (4.9)$$

A Equação 4.9 é a equação de uma reta cuja declividade ( $Q/R$ ) é o parâmetro de Larson-Miller, e  $\ln(A)$  corresponde ao ponto de intersecção com o eixo y do sistema de coordenadas, e é uma característica do material denominada  $C$  (VISWANATHAN, 1989) (FURILLO, PURUSHOTHAMAN, e TIEN, 1977).

A Figura 4.8 representa um gráfico dos dados  $\ln(t_r)$  versus  $(1/T)$ , resultando em linhas retas cuja intersecção com o eixo y é a constante  $C$  do material, e a declividade da reta  $(Q/R) = LMP$  é uma função da tensão (VISWANATHAN, 1989).

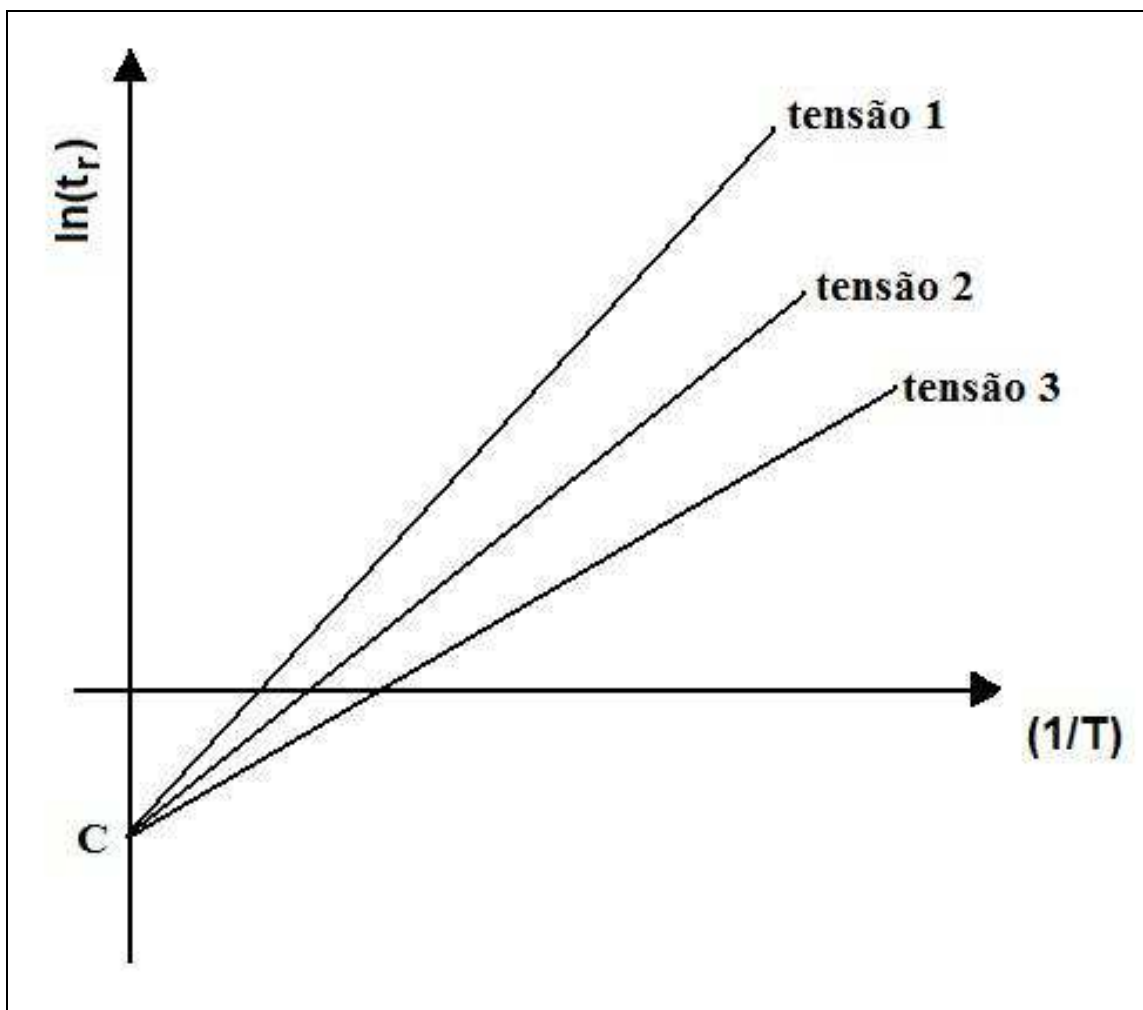


Figura 4.8 Parâmetro de Larson-Miller (VISWANATHAN, 1989).

O parâmetro de Larson-Miller pode ser escrito da seguinte forma:

$$LMP = f(\sigma) = T(C + \log(t_r)) \quad (4.10)$$

Onde,

$f(\sigma)$ : função da tensão que depende do material em análise;

$T$ : temperatura a que o componente foi submetido;

$C$ : constante que depende do material em análise;

$t_r$ : o tempo de vida até ruptura, normalmente expresso em horas.

Observando a Equação 4.10, percebe-se que o parâmetro de Larson-Miller ( $LMP$ ) é uma equação que relaciona tensão, temperatura e tempo de ruptura por fluência de um determinado material, permitindo calcular uma das três variáveis a partir da definição de duas delas. Assim, pode-se 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 (FURILLO, PURUSHOTHAMAN, e TIEN, 1977) (FURILLO, PURUSHOTHAMAN, e TIEN, 1978) (KOUL, 1982) (VASUDEVAN, VENKADESAN, SIVAPRASAD e MANNAN, 1994).

### **4.3 - Comportamento dos materiais em temperaturas elevadas**

Com a elevação da temperatura, ocorre o aumento da movimentação e difusão atômica nas ligas, provocando uma diminuição da energia de ativação necessária à movimentação de discordâncias, trazendo como consequência a diminuição do limite de escoamento, do limite de resistência e do módulo de elasticidade. Contudo, com a elevação de temperatura, ocorre o aumento da tenacidade (CALLISTER, 2001).

Com a redução da resistência do material, é necessário aumentar a espessura do componente para resistir aos mesmos esforços, porém algumas vezes este aumento inviabiliza economicamente a utilização de um determinado tipo de material. A solução passa a ser então o emprego de outro material com maior resistência à temperatura. Porém, a exposição prolongada a elevadas temperaturas pode provocar degradação das propriedades mecânicas em virtude de alterações microestruturais (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008).

Em temperaturas elevadas, as propriedades mecânicas dependem fundamentalmente dos tratamentos térmicos e do processo de fabricação, que determinam a microestrutura final. As propriedades mecânicas em altas temperaturas são em geral maximizadas por microestruturas que dificultem a movimentação de discordâncias e, ou difusão (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008).

Materiais metálicos expostos por longos períodos a temperaturas elevadas tendem a ter sua microestrutura desestabilizada. Como exemplos, o tamanho de grão de uma matriz ferrítica pode passar de fina para grosseira, a forma da matriz perlítica e os precipitados, em geral carbeto, podem evoluir de lamelares a esferoidizados. As modificações microestruturais são graduais e tendem a se estabilizar com o tempo (CALLISTER, 2001) (VISWANATHAN, 1989) (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008).

Em aplicações industriais, o efeito combinado de tensão, temperatura, corrosão, erosão e ciclos de temperatura, pode produzir degradação do aço, que invariavelmente está associada a degradação microestrutural. Os tipos de danos que podem ocorrer incluem: fluência, ataque químico do meio externo (oxidação, sulfetação, carbonetação, danos pelo hidrogênio, corrosão por cinzas fundidas, etc.), fragilização por precipitação de novas fases (como fase sigma em aços inoxidáveis ferríticos de alto cromo) ou mudanças morfológicas nas fases presentes (esferoidização da perlita), fragilização por segregação de impurezas para o contorno de grão, e fadiga térmica. Por isso, os materiais a serem empregados em temperaturas elevadas devem possuir as seguintes características (ABE, KERN, e VISWANATHAN, 2008):

- Alto ponto de fusão;
- Alto módulo de elasticidade;
- Baixa difusividade (difícil difusão);
- Alta resistência à fluência;
- Resistência à fadiga térmica;
- Resistência à fadiga mecânica;
- Resistência à oxidação em temperaturas elevadas.

## 5 - MATERIAIS E MÉTODOS

### 5.1 - O superaquecedor da caldeira

A caldeira de CO, daqui para frente sendo chamada somente D-321, foi projetada pela CBC Indústrias Pesadas S/A de acordo com a seção I do código ASME edição de 1974, e suas principais características encontram-se na Tabela 5.1.

**Tabela 5.1 Especificação geral da D-321.**

Modelo	VU-60
Pressão de Operação	65,5 kgf/cm <sup>2</sup> (6,423 MPa)
Pressão de Projeto	69,5 kgf/cm <sup>2</sup> (6,816 MPa)
Pressão do Teste Hidrostático	104,25 kgf/cm <sup>2</sup> (10,223 Mpa)
Temperatura de Projeto	455 °C
Temperatura da água de alimentação	190 °C
Número de Queimadores	4
Tipo de Queima	Tangencial
Tiragem	Forçada
Ventiladores	2
Combustível	Gás CO / Gás Combustível / Óleo

A D-321 entrou em operação em 18/12/1979 e vem trabalhando continuamente desde então, sofrendo apenas paradas regulares para inspeção e manutenção, conforme exigências da NR-13.

O superaquecedor é composto de 50 painéis fabricados em tubos SA-213 T22 com 45 mm de diâmetro externo e 4,5 mm de espessura nominal. A Tabela 5.2 apresenta a composição nominal da liga segundo (ASME, 2004). E segundo o ASME 2004, para aplicações em caldeiras este aço está limitado a temperaturas de operações menores que 648,89 °C (1200 °F).

**Tabela 5.2 Composição química do aço SA-213 T22 (ASME, 2004)**

Grade	Composição em %						
	Carbono	Magnésio	Fósforo	Enxofre	Sílica	Cromo	Molibdênio
	0,05	0,30				1,90	0,87
T22	-	-	0,025	0,025	0,50	-	-
	0,15	0,60				2,60	1,13

Na Tabela 5.3, estão discriminadas as principais características de projeto do superaquecedor.

**Tabela 5.3 Características de projeto do superaquecedor.**

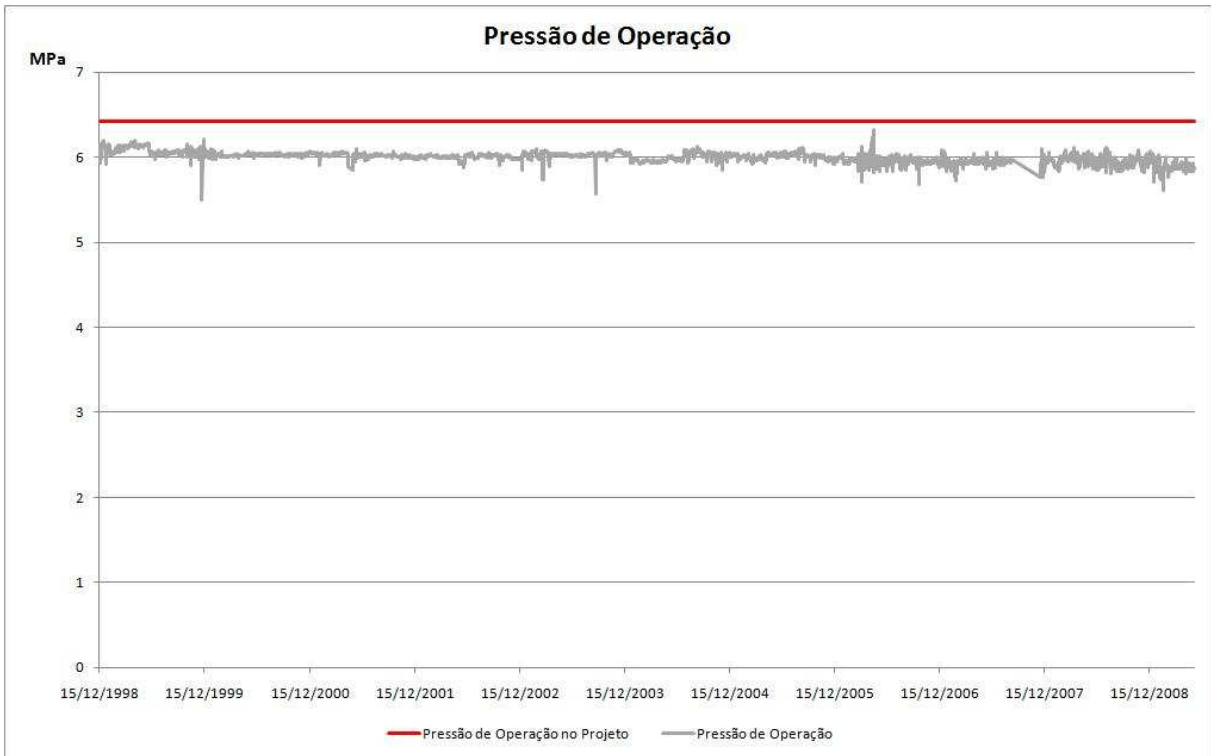
Material	SA-213 T22	
Máxima pressão de trabalho admissível (P)	6,816 MPa	988,5 psi
Temperatura de Projeto	560 °C	1040 °F
Diâmetro externo (De)	45 mm	1,7716 in
Tensão admissível (S)	48,263 MPa	7000 psi
Espessura mínima (t).		
$\frac{P \cdot De}{2 \cdot S + P} + 0,005 \cdot De$	3,2 mm	0,1257 in

(ASME, 1974)

Os dados históricos de temperatura e pressão foram levantados através do PI. O PI é o *software* que armazena os dados de todos os transdutores de pressão, temperatura, vazão, entre outras variáveis de processo de todas as plantas da REFAP. Na D-321, ele entrou em operação em dezembro de 1998.

Para este estudo, são necessários os dados históricos de pressão e temperatura que o superaquecedor esteve submetido ao longo destes 30 anos de operação, a espessura dos tubos bem como a taxa de corrosão dos mesmos.

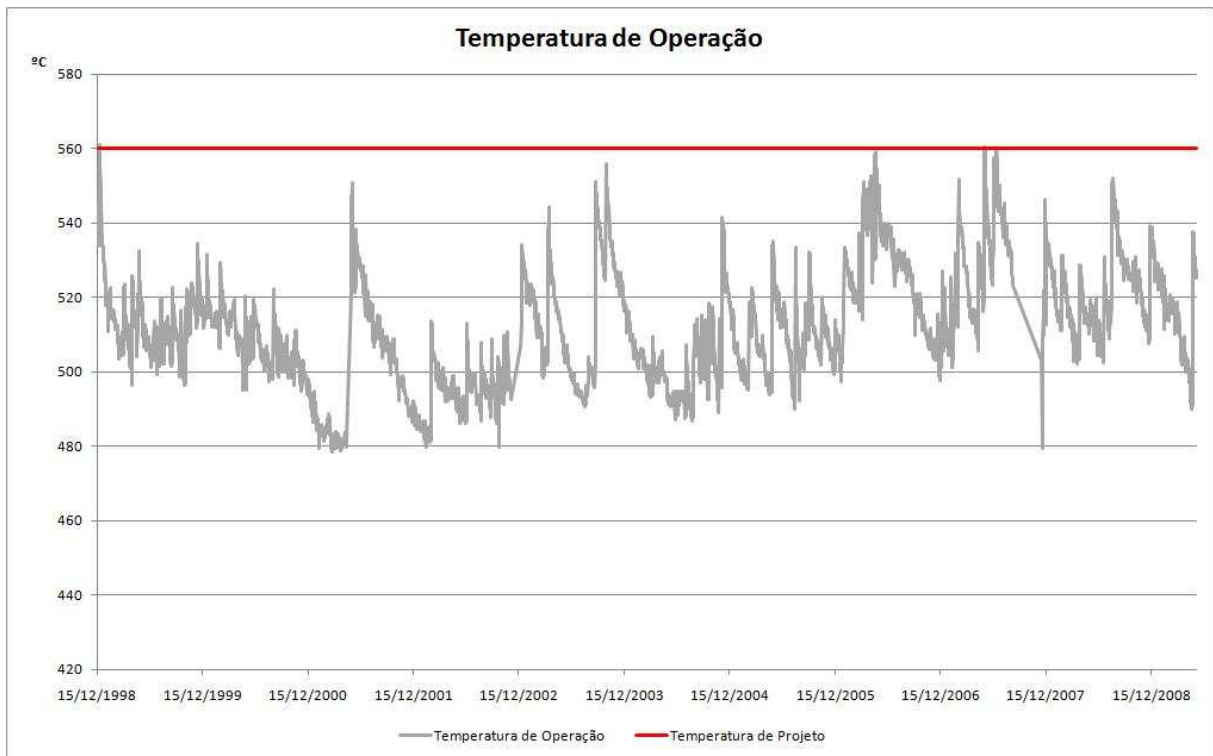
Para os valores de pressão após dezembro de 1998, utilizou-se o PI3211 que mede a pressão do vapor superaquecido. A Figura 5.1 apresenta dados do histórico de pressão ao longo dos anos. Para o período anterior a 1998, de quando não existem os dados históricos, adotou-se conservadoramente a pressão como igual a pressão de operação utilizada no projeto da caldeira. Esse valor é extremamente conservador pois quando observa-se a Figura 5.1, constata-se que a pressão de operação após 1998 encontra-se abaixo deste valor durante todo o tempo, e o valor médio da pressão nos últimos 10,5 anos foi de 5,998 MPa enquanto a pressão de operação de projeto foi de 6,423 MPa.



**Figura 5.1 Pressão de Operação no período de 15/12/1998 a 20/05/2009.**

Para a temperatura dos tubos, utilizou-se a leitura do TIC3212 que representa a temperatura do vapor na saída do superaquecedor. Porém, para a utilização na metodologia proposta nesta dissertação, necessita-se conhecer a temperatura na qual o tubo se encontra e não a temperatura do vapor. Conforme Brambilla a temperatura dos tubos do superaquecedor é 60°C acima da temperatura do vapor. A Figura 5.2 apresenta a variação desta temperatura após a entrada do PI em operação. Novamente, não se dispõe dos dados do período anterior a 1998, e adotou-se o valor da temperatura de projeto para este período. Observando-se a Figura 5.2, percebe-se que esta consideração é conservadora, pois além de ser incomum a caldeira operar nesta condição, quando ocorre é por um curto período. O superaquecedor esteve submetido a temperaturas acima de 540°C apenas durante 3,8% do tempo de operação, e acima de 550°C durante 0,95% do tempo.





**Figura 5.2 Temperatura de Operação no período de 15/12/1998 a 20/05/2009.**

A espessura dos tubos e a taxa de corrosão a que eles estão submetidos foram levantadas através dos relatórios de medição de espessura dos tubos do superaquecedor, feitos pela Gerência de Inspeção de Equipamentos da REFAP durante as paradas programadas da caldeira. A Figura 5.3 mostra a variação de espessura ao longo dos anos de operação para o tubo que apresentava a menor espessura em 1979, quando a primeira medição foi executada. Nos anexos, encontra-se a Tabela 10.1 com a medição de espessura de todos os tubos do superaquecedor ao longo dos anos de operação.

Observando a Figura 5.3, constata-se que a taxa de corrosão dos tubos do superaquecedor é pequena, fato este que já era esperado uma vez que a água da caldeira é rigorosamente controlada, e neste ponto os tubos estão em contato apenas com vapor livre de impurezas.



**Figura 5.3** Espessura de tubo do superaquecedor.

## 5.2 - Metodologia para cálculo da vida segundo (API STD 530, 2008).

Para poder estimar a vida remanescente de um tubo, primeiro é necessário levantar o dano acumulado ao longo dos anos de operação. Para isto, será utilizada a técnica de calcular as frações de vida para cada período de operação. A fração de vida consiste em determinar a vida de projeto para uma dada condição, conforme as curvas de Larson-Miller, e dividir este valor pelo número de anos que o tubo operou nesta condição.

Para calcular as frações de vida, o histórico de operação é dividido em períodos, que não precisam ter a mesma duração, porém a temperatura e a pressão são consideradas constantes neste intervalo.

Uma vez definido cada período, determina-se a espessura média do tubo, e assume-se que o diâmetro externo permanece constante durante todo o período.

$$t_{\text{médio}} = \frac{t_{\text{início}} - t_{\text{final}}}{2} \quad (5.1)$$

De posse do valor da espessura média, calcula-se a tensão média que o tubo esteve submetido.

$$\sigma_{m\u00e9dio} = \frac{1}{2} \left( \frac{P_{per\u00edodo} \cdot D_e}{t_{m\u00e9dio}} - P_{per\u00edodo} \right) \quad (5.2)$$

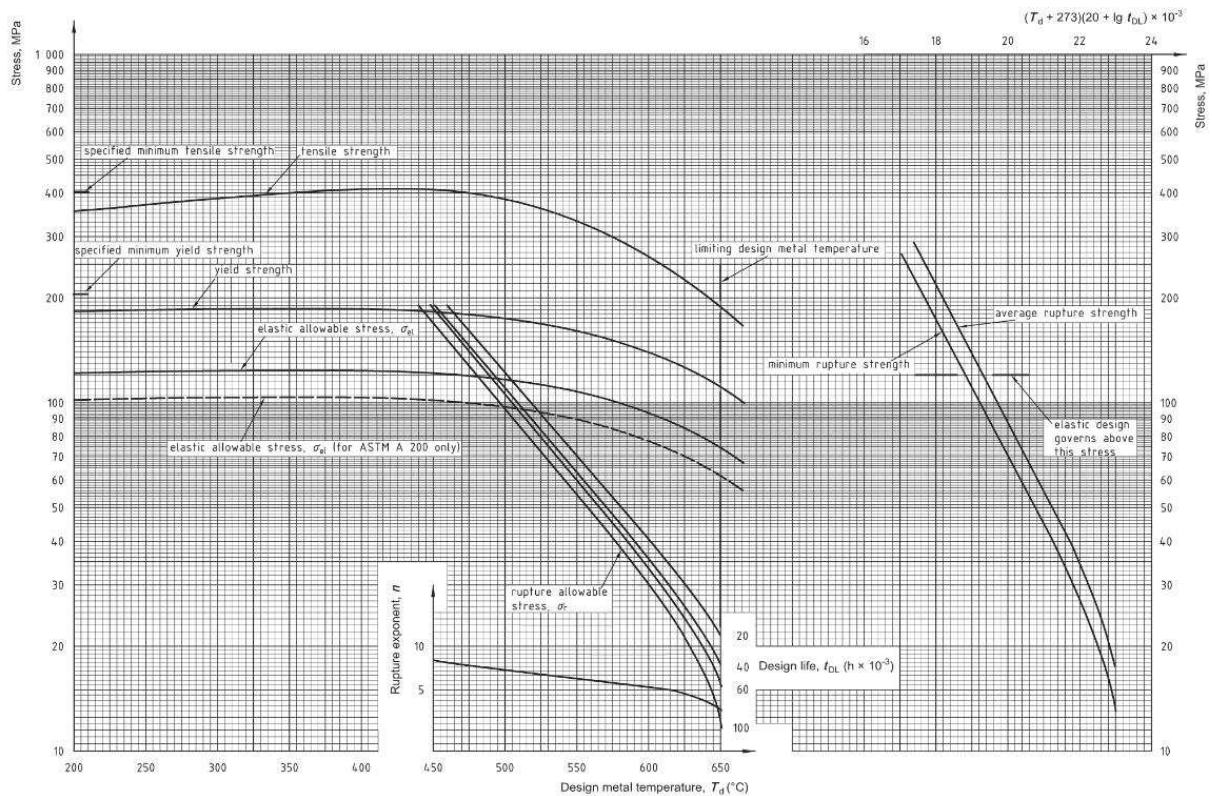
Onde:

$P_{per\u00edodo}$ : Press\u00e3o do per\u00edodo;

$D_e$ : Di\u00e2metro externo do tubo;

$t_{m\u00e9dio}$ : Espessura m\u00e9dia.

Com o valor da tens\u00e3o m\u00e9dia, atrav\u00e9s da Figura 5.4, que representa curvas de tens\u00e3o em fun\u00e7\u00e3o da temperatura, s\u00e3o obtidos os valores para os par\u00e2metros de Larson-Miller para a tens\u00e3o m\u00ednima e m\u00e9dia de ruptura.



**Figura 5.4 Curvas de Tens\u00e3o (S.I.) para ASTM A200 T22, ASTM A213 T22, ASTM A335 P22, A\u00e7os 2 1/4 Cr - 1 Mo (API STD 530, 2008).**

Porém, o API 579 (2007) apresenta a equação com seus coeficientes para o cálculo do parâmetro de Larson-Miller utilizando unidades britânicas.

$$LMP_{\text{mínimo,médio}} = \frac{A_0 + A_2\sqrt{\sigma} + A_4\sigma + A_6\sigma^{1.5}}{1 + A_1\sqrt{\sigma} + A_3\sigma + A_5\sigma^{1.5}} \quad (5.3)$$

Onde:

$LMP_{\text{mínimo}}$ : Parâmetro de Larson-Miller mínimo, baseado em dados de tensões mínimas para ruptura;

$LMP_{\text{médio}}$ : Parâmetro de Larson-Miller médio, baseado em dados de tensões médias para ruptura;

$\sigma$ : Tensão a que o tubo está submetida.

**Tabela 5.4 Coeficientes para cálculo do parâmetro de Larson-Miller, segundo API 579 (2007).**

Coeficientes	Parâmetro de Larson-Miller para tensão mínima	Parâmetro de Larson-Miller para tensão média
A <sub>0</sub>	4,3981719E+01	4,3494159E+01
A <sub>1</sub>	-8,4656117E-01	-6,0165638E-01
A <sub>2</sub>	-4,0483005E+01	-2,8040471E+01
A <sub>3</sub>	2,6236081E-01	2,0644229E+01
A <sub>4</sub>	1,5373650E+01	1,0982290E+01
A <sub>5</sub>	4,9673781E-02	2,8393767E-02
A <sub>6</sub>	6,6049429E-01	3,6067024E-01
C <sub>LMP</sub>	20,0	20,0

Com os valores dos parâmetros de Larson-Miller, calcula-se o tempo para a ruptura ( $t_r$ ), conforme as seguintes equações, onde  $t_r$  encontra-se em horas:

- Sistema Internacional

$$LMP = (T + 273).(C_{LMP} + \log(t_r)).10^{-3} \quad (5.4)$$

- Sistema Britânico

$$LMP = (T + 460).(C_{LMP} + \log(t_r)).10^{-3} \quad (5.5)$$

Onde:

$T$ : Temperatura a qual o tubo está submetido;

$t_r$ : Tempo para a ruptura em horas.

De posse do  $t_r$ , determina-se a fração da vida para cada período previamente estabelecido. O somatório das frações de vida representa o dano acumulado. Quando este atinge o valor de 1, o tubo terá atingido o fim da sua vida, segundo critério estabelecido pelo API STD 530 (2008) para operação em regime de fluência.

$$\sum = \frac{t_{\text{período}}}{t_r} \quad (5.6)$$

Onde:

$t_{\text{período}}$ : Duração do período em anos;

$t_r$ : Tempo para a ruptura em anos.

## 6 - RESULTADOS E DISCUSSÕES

Na Tabela 6.1, são mostrados os valores de espessura ao longo dos anos. Com base nestes valores é calculada a taxa de corrosão histórica. Para determinar a taxa de corrosão e a espessura ao longo dos anos de operação, foi utilizado o tubo de menor espessura, pois é este o que estará submetido a maior tensão e sofrerá mais os efeitos de dano por fluência.

**Tabela 6.1 Histórico de Medições de Espessura do Superaquecedor**

17/08/1979	21/12/2002	28/04/2006	01/12/2007
3,45 mm	3,38 mm	3,38 mm	3,38 mm

Assim,

$$tc = \frac{t_{1979} - t_{2007}}{\text{anos}_{(1979-2007)}}$$

$$tc = \frac{3,45 - 3,38}{28,28}$$

$$tc = 0,002 \text{ mm/ano}$$

O histórico de operação é, então, segregado em períodos nos quais a temperatura e pressão são consideradas constantes. Pode-se observar que ao longo dos anos a temperatura sofre variações, conforme Figura 5.2.

Buscando minimizar este efeito no cálculo da vida remanescente, os períodos de operação foram divididos de duas formas. A primeira divisão consiste em utilizar o intervalo

entre inspeções como o limitante para cada período, e nestes intervalos considerar a temperatura e pressão igual à média do período. A segunda forma de divisão separou por faixas de temperatura que os tubos estiveram submetidos ao longo dos anos, totalizando o tempo que a caldeira operou em cada faixa.

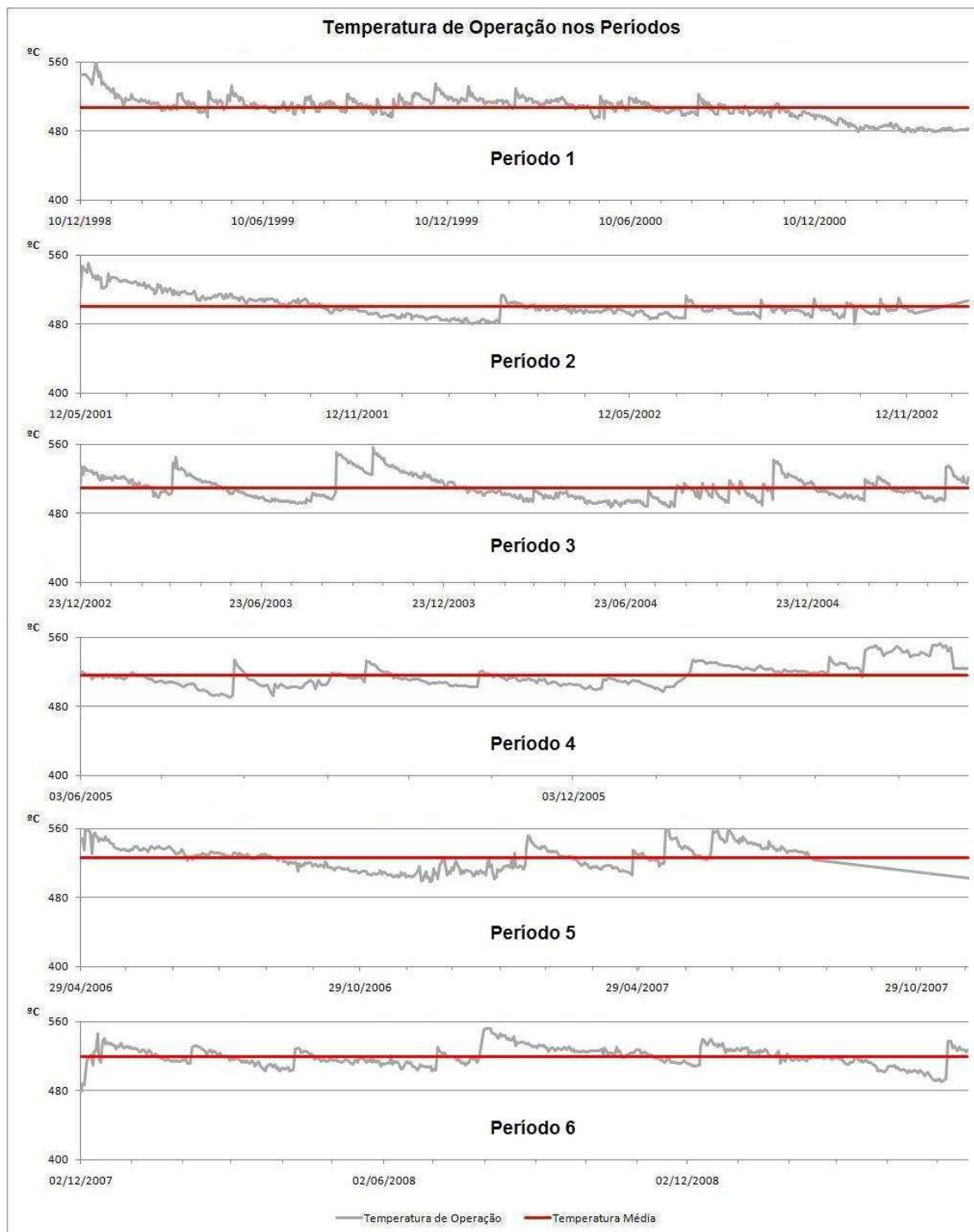
### **6.1 - Análise baseada nos intervalos de inspeção**

A Tabela 6.2 apresenta os intervalos entre as paradas de inspeção da D-321 ao longo dos anos, e a duração dos mesmos. Os intervalos entre paradas anteriores a 1998 não constam na Tabela 6.2, pois conforme já discutido no Capítulo 5 para este período a pressão e temperatura serão consideradas iguais aos valores de projeto.

**Tabela 6.2 Intervalos entre inspeções.**

Intervalo	Duração (anos)
18/12/1979 - 09/12/1998	18,98
10/12/1998 - 11/05/2001	2,42
12/05/2001 - 22/12/2002	1,62
23/12/2002 - 02/06/2005	2,44
03/06/2005 - 28/04/2006	0,91
29/04/2006 - 01/12/2007	1,59
02/12/2007 - 20/05/2009	1,47

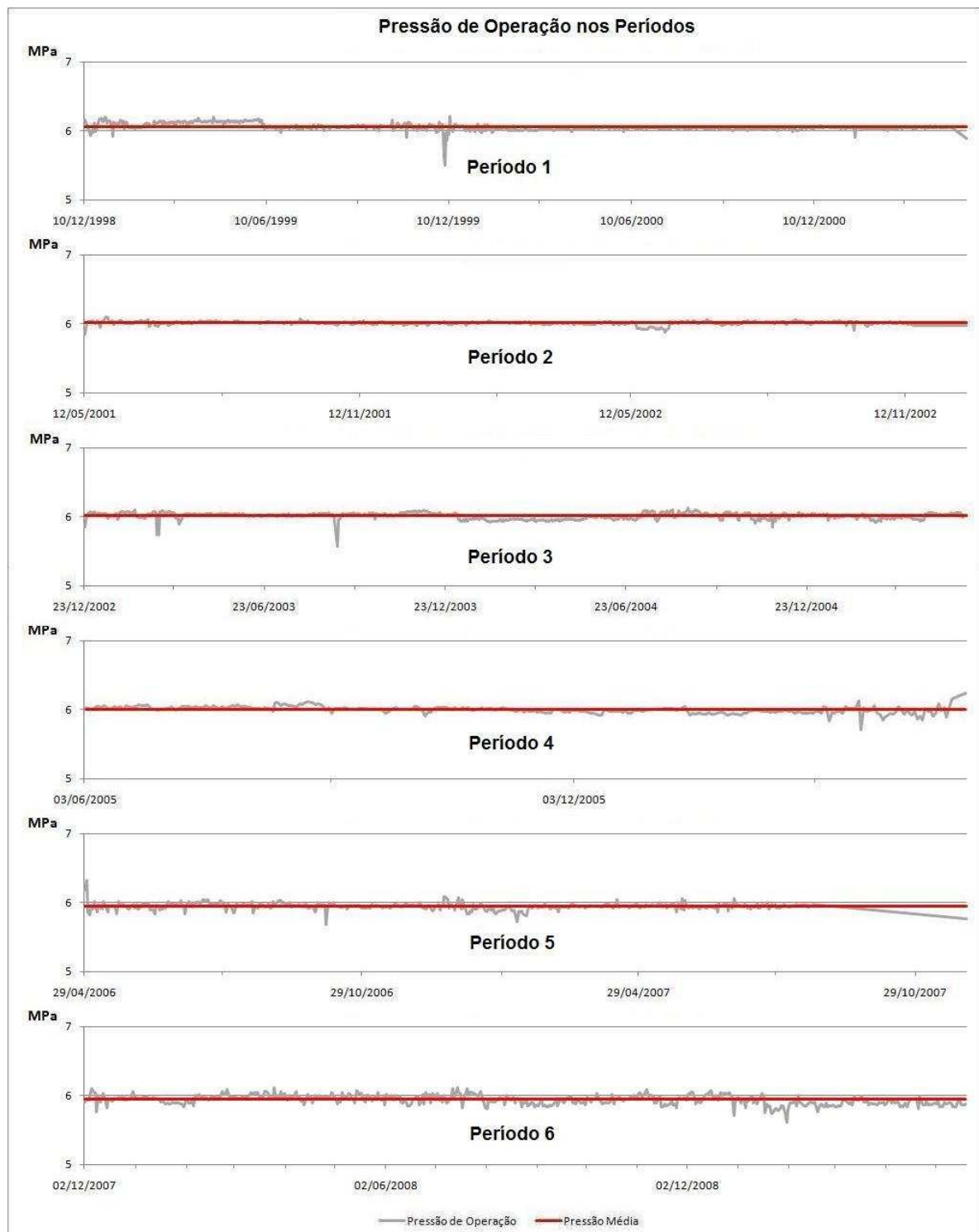
A Figura 6.1 apresenta os dados de temperatura de operação e média de cada período. Fazendo uma análise desses valores, percebe-se que na média a caldeira operou em temperaturas similares ao longo de cada período, com exceção ao período de 28/04/2006 a 01/12/2007, onde as temperaturas estiveram um pouco mais elevadas.



**Figura 6.1 Temperatura de Operação e Média nos Períodos.**

Na Figura 6.2 pode-se observar a pressão de operação ao longo de cada período, sendo possível verificar que, diferente da temperatura, a pressão de operação permanece praticamente inalterada em todos os períodos.





**Figura 6.2 Pressão de Operação e Média nos Períodos.**

A Tabela 6.3 resume a síntese das condições de cada período, com os valores de temperatura, pressão, espessura inicial e final.

**Tabela 6.3 Condições de Operação por período**

Período de Operação	Duração anos	Pressão de Operação		Temperatura do tubo		Espessura			
		MPa	Psi	°C	°F	Início		Fim	
						mm	In	Mm	In
1	18,98	6,423	931,58	560	1040	3,45	0,136	3,403	0,134
2	2,42	6,05	877,65	507,07	944,73	3,403	0,134	3,396	0,134
3	1,62	6,01	871,43	500,50	932,93	3,396	0,134	3,392	0,134
4	2,44	6,01	871,57	509,10	948,38	3,392	0,134	3,386	0,133
5	0,90	6,00	869,38	515,78	960,41	3,386	0,133	3,384	0,133
6	1,60	5,95	862,30	526,03	978,85	3,384	0,133	3,380	0,133
7	1,47	5,94	860,86	519,20	966,56	3,380	0,133	3,376	0,133

Conforme discutido na seção 5.2, pode-se calcular a fração de vida para cada período, conforme Tabela 6.4.

**Tabela 6.4 Frações da vida para cada período**

Período de Operação	Tensão Média		Parâmetro de Larson-Miller				Tempo para ruptura baseado na tensão mínima		Tempo para ruptura baseado na tensão média	
			Mínimo		Médio		Anos	Fração	Anos	Fração
	MPa	psi	SI	USC	SI	USC	Anos	Fração	Anos	Fração
1	38,97	5651,78	21,235	38,239	21,954	39,533	35,47	0,5351	258,8	0,0733
2	37,02	5369,95	21,345	38,437	22,066	39,736	2629	0,0009	22121	0,0001
3	36,82	5340,51	21,356	38,458	22,078	39,757	4643	0,0003	39790	0,0000
4	36,89	5350,01	21,353	38,451	22,074	39,751	2286	0,0011	19131	0,0001
5	36,86	5345,63	21,354	38,454	22,076	39,754	1349	0,0007	11091	0,0001
6	36,58	5305,49	21,371	38,484	22,093	39,783	635	0,0025	5091	0,0003
7	36,56	5303,11	21,372	38,485	22,093	39,785	1083	0,0014	8833	0,0002

Com os valores da Tabela 6.4, é possível então calcular o dano acumulado. Pelo critério da tensão mínima, o somatório das frações de vida resulta em 0,5420, cujo significado indica que o tubo já teria consumido 54,20% da sua vida em fluência para esta condição. Entretanto, este mesmo cálculo para o critério da tensão média de ruptura resulta num dano acumulado de apenas 7,42%.

Avaliando os resultados, constata-se que o dano acumulado pelo critério da tensão média é aproximadamente 9 vezes menor do que pela tensão mínima, logo sua vida esperada será significativamente maior.

Com base no dano acumulado pelo critério da tensão mínima, por este ser significativamente maior do que pelo critério da tensão média, foi estimada a vida os tubos do superaquecedor, conforme Tabela 6.5. Como não é possível determinar as condições de operação da caldeira nos próximos anos, adotou-se nesta simulação a espessura variando em função da taxa de corrosão histórica, e a temperatura e pressão iguais as condições de projeto. Buscando uma maior precisão, os períodos considerados tiveram a duração de um ano.

**Tabela 6.5 Fração de vida futura, com base na tensão mínima**

Tempo	Espessura		Tensão Média		Parâmetro de		Tempo	Fração	Fração de
	Mínima				Larson-Miller	mínimo			
Anos	mm	in	MPa	psi	SI	USC	ruptura		remanescente
0	3,376	0,133	36,56	5303,11	-	-	-	-	0,4580
1	3,374	0,133	39,61	5744,41	21,200	38,175	32,18	0,0311	0,4269
2	3,371	0,133	39,64	5749,02	21,198	38,172	32,03	0,0312	0,3957
3	3,369	0,133	39,67	5753,63	21,197	38,169	31,88	0,0314	0,3643
4	3,366	0,133	39,70	5758,24	21,195	38,166	31,72	0,0315	0,3328
5	3,364	0,132	39,73	5762,87	21,193	38,163	31,57	0,0317	0,3011
6	3,361	0,132	39,77	5767,50	21,191	38,160	31,42	0,0318	0,2693
7	3,359	0,132	39,80	5772,14	21,190	38,156	31,27	0,0320	0,2373
8	3,356	0,132	39,83	5776,78	21,188	38,153	31,12	0,0321	0,2052
9	3,354	0,132	39,86	5781,43	21,186	38,150	30,97	0,0323	0,1729
10	3,351	0,132	39,89	5786,09	21,184	38,147	30,82	0,0324	0,1405
11	3,349	0,132	39,93	5790,76	21,183	38,144	30,67	0,0326	0,1079
12	3,346	0,132	39,96	5795,43	21,181	38,141	30,53	0,0328	0,0751
13	3,344	0,132	39,99	5800,11	21,179	38,138	30,38	0,0329	0,0422
14	3,341	0,132	40,02	5804,79	21,177	38,134	30,23	0,3331	0,0091
15	3,339	0,131	40,06	5809,49	21,176	38,131	30,09	0,0332	-0,0241

Analisando os dados da Tabela 6.5, conclui-se que segundo o critério da tensão de ruptura mínima, o superaquecedor da D-321, operando nas condições de projeto tem uma expectativa de vida de mais 14 anos de operação.

## ***6.2 - Análise baseada em intervalos de temperaturas***

Conforme pode ser observado na Figura 5.3 e na Tabela 6.1, após 1998, a espessura do superaquecedor permanece constante, e por isso nesta análise a espessura foi considerada igual a 3,38 mm durante todos os períodos.

Uma vez que o importante é o tempo total que a tubulação permanece a uma mesma temperatura e não se este tempo foi contínuo ou não, desde que não haja variação da espessura neste intervalo, pode-se com o objetivo de confirmar os resultados obtidos com base nos intervalos de inspeção, separar os dados em intervalos de 10°C, e totalizar o tempo em que a caldeira permaneceu operando em cada faixa de temperatura. Esta metodologia foi baseada na idéia de árvore de decisões proposta por (GU, KANIA, e GAO, 2004). O objetivo desta divisão é fazer com que as temperaturas utilizadas na simulação sejam as mais próximas das condições reais de operação.

Como visto na Figura 5.1, a pressão permanece praticamente constante ao longo dos anos de operação, e por isso não foi utilizada como critério para divisão dos períodos.

A Tabela 6.6 apresenta os intervalos com suas respectivas temperaturas, pressões e tempo de duração. É possível constatar que o primeiro período corresponde ao período anterior a 1998, no qual são considerados os valores de projeto. A espessura para o período antes de 1998 foi considerada a espessura média para este intervalo. Através da análise da Tabela 6.6, é possível perceber que os tubos do superaquecedor da D-321 raramente estão submetidos a temperaturas próximas a de projeto, portanto pode-se concluir que a consideração utilizada para o 1º Período é conservadora, pois dificilmente a caldeira teria operado de forma tão diferente das condições atuais.

**Tabela 6.6 Períodos divididos por intervalos de temperatura.**

Período	Duração	Pressão		Temperatura		Espessura
	Anos	MPa	psi	°C	°F	mm
1	18,98	6,423	931,58	560	1040	3,426
2	0,35	6,027	874,11	482,11	899,79	3,38
3	1,16	6,004	870,77	491,25	916,24	3,38
4	2,13	6,005	870,90	500,34	932,61	3,38
5	2,69	6,008	871,41	510,12	950,22	3,38
6	2,15	5,997	869,84	519,26	966,66	3,38
7	1,19	5,975	866,70	529,43	984,97	3,38
8	0,50	5,963	864,92	538,99	1002,18	3,38
9	0,23	5,978	867,12	548,59	1019,46	3,38
10	0,03	5,975	866,62	558,68	1037,62	3,38

A partir dos valores da Tabela 6.6, pode-se calcular a fração de vida para cada período, conforme metodologia descrita na seção 5.2. Os valores obtidos são apresentados na Tabela 6.7.

**Tabela 6.7 Frações de vida para cada período baseado nas faixas de temperatura.**

Período de Operação	Tensão Média		Parâmetro de Larson-Miller				Tempo para ruptura baseado na tensão mínima		Tempo para ruptura baseado na tensão média	
			Mínimo		Médio		Anos	Fração	Anos	Fração
	MPa	Psi	SI	USC	SI	USC				
1	38,97	5651,78	21,235	38,239	21,954	39,533	35,47	0,5351	258,80	0,0733
2	37,11	5381,70	21,340	38,428	22,061	39,727	20791	0,0000	187599	0,0000
3	36,96	5361,18	21,348	38,443	22,069	39,742	9790	0,0001	86079	0,0000
4	36,97	5361,97	21,348	38,442	22,069	39,742	4593	0,0005	39367	0,0001
5	36,99	5365,11	21,347	38,440	22,068	39,739	2068	0,0013	17258	0,0002
6	36,92	5355,42	21,351	38,447	22,072	39,747	1015	0,0021	8266	0,0003
7	36,79	5336,08	21,358	38,461	22,080	39,761	472,94	0,0025	3751	0,0003
8	36,72	5325,15	21,363	38,469	22,085	39,769	232,69	0,0021	1801	0,0003
9	36,81	5338,67	21,358	38,459	22,079	39,759	112,95	0,0020	853,72	0,0003
10	36,79	5335,62	21,359	38,461	22,081	39,761	54,86	0,0005	404,61	0,0001

Analisando os dados da Tabela 6.7, é possível constatar que a fração de vida consumida para o critério das tensões médias é de apenas 0,0748. Já, para o cálculo baseado na tensão mínima, o valor é 0,5463, ou seja o tubo já teria consumido 54,63% da sua vida em fluência.

Com base na fração de vida remanescente para o critério da tensão mínima, pode-se estimar quantos anos a caldeira poderia operar ainda sem apresentar danos por fluência. Esta mesma estimativa poderia também ser calculada com base na vida remanescente para o critério da tensão média, porém, como o dano acumulado em 30 anos de operação não chega a 10%, decidiu-se por simular apenas pelo critério da tensão mínima.

As projeções levam em conta as características de projeto, uma vez que não se tem como garantir em que patamares a caldeira irá operar nos próximos anos. A espessura foi considerada constante conforme já discutido. A Tabela 6.8 mostra os resultados da simulação com intervalos de 1 ano.

**Tabela 6.8 Fração de vida futura com base na tensão mínima**

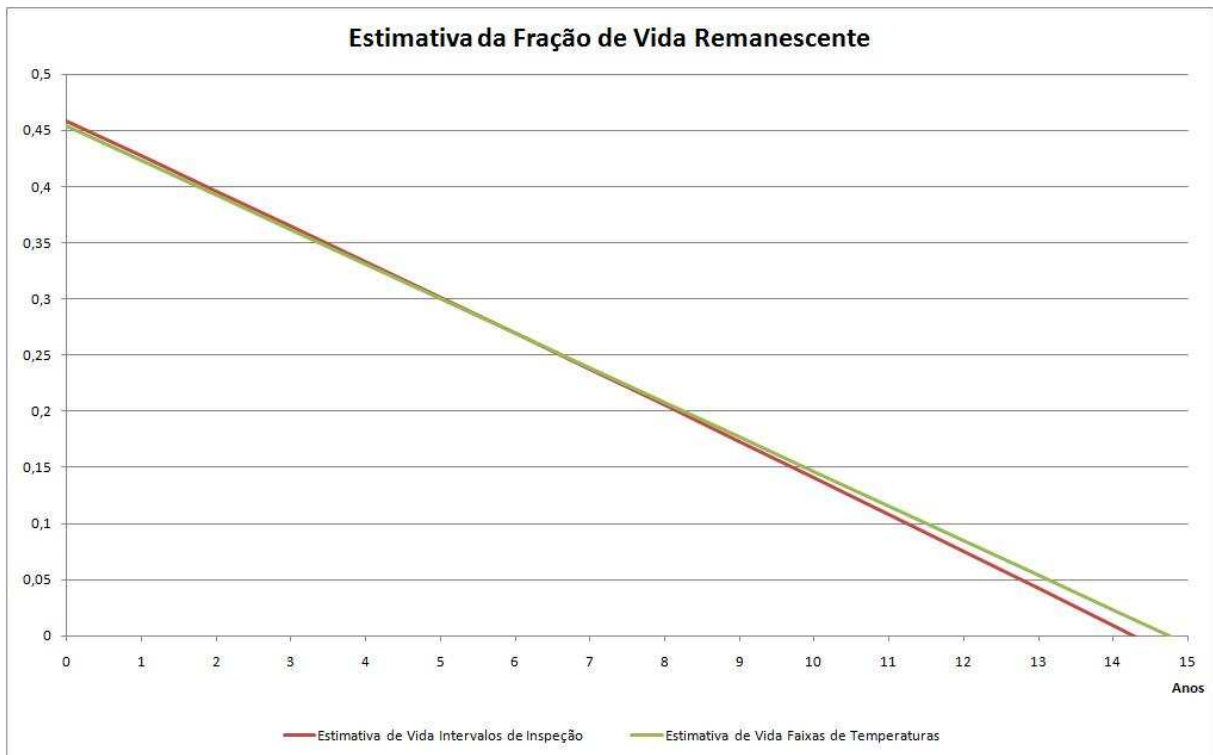
Tempo	Espessura		Tensão Média		Parâmetro de		Tempo	Fração	Fração
	Mínima				Larson-Miller	Para			
Anos	mm	In	MPa	psi	SI	USC	ruptura		remanescente
0	3,38	0,133	39,55	5735,54	-	-	-	-	0,4537
1	3,38	0,133	39,55	5735,54	21,203	38,181	32,48	0,0308	0,4229
2	3,38	0,133	39,55	5735,54	21,203	38,181	32,48	0,0308	0,3921
3	3,38	0,133	39,55	5735,54	21,203	38,181	32,48	0,0308	0,3613
4	3,38	0,133	39,55	5735,54	21,203	38,181	32,48	0,0308	0,3305
5	3,38	0,133	39,55	5735,54	21,203	38,181	32,48	0,0308	0,2997
6	3,38	0,133	39,55	5735,54	21,203	38,181	32,48	0,0308	0,2690
7	3,38	0,133	39,55	5735,54	21,203	38,181	32,48	0,0308	0,2382
8	3,38	0,133	39,55	5735,54	21,203	38,181	32,48	0,0308	0,2074
9	3,38	0,133	39,55	5735,54	21,203	38,181	32,48	0,0308	0,1766
10	3,38	0,133	39,55	5735,54	21,203	38,181	32,48	0,0308	0,1458
11	3,38	0,133	39,55	5735,54	21,203	38,181	32,48	0,0308	0,1150
12	3,38	0,133	39,55	5735,54	21,203	38,181	32,48	0,0308	0,0842
13	3,38	0,133	39,55	5735,54	21,203	38,181	32,48	0,0308	0,0535
14	3,38	0,133	39,55	5735,54	21,203	38,181	32,48	0,0308	0,0227
15	3,38	0,133	39,55	5735,54	21,203	38,181	32,38	0,0308	-0,0081

Observando-se a Tabela 6.8, constata-se que o superaquecedor da D-321, caso opere nas condições de projeto, teria uma vida estimada de 14 anos.



### 6.3 - Comparação dos resultados

Com base nos valores calculados para a vida remanescente, pode-se verificar que a fração de vida em ambas as formas de cálculo são semelhantes, fato este que pode ser observado na Figura 6.3.

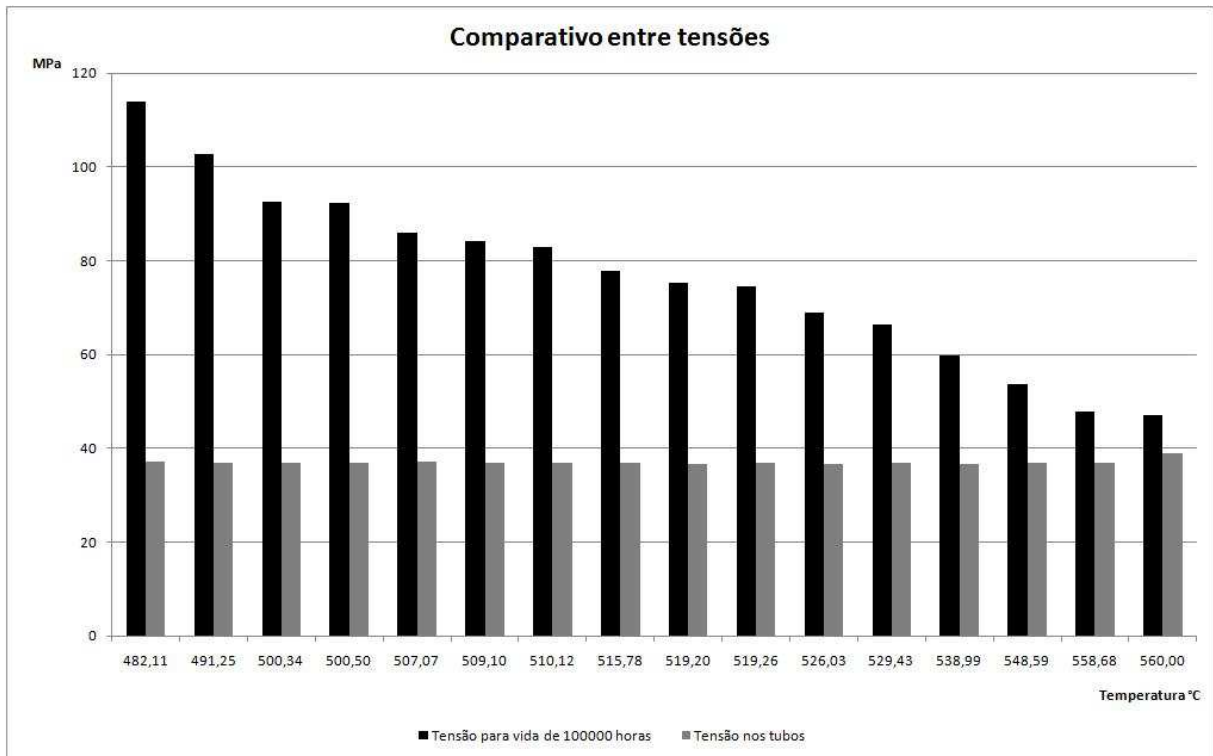


**Figura 6.3 Estimativa da vida remanescente do superaquecedor D-321.**

Observando os valores das Tabela 6.4 e Tabela 6.7, constata-se que a maior fração da vida em ambos os casos foi consumida no período anterior a 1998. Outra semelhança é que as frações de vida para cada período, nas duas hipóteses, são pequenas. Isto ocorreu porque embora os tubos operem com temperaturas na faixa de fluência, não estão apresentando este mecanismo de dano, pois estão submetidos a baixas tensões. Na Figura 6.4, é possível visualizar a tensão a qual os tubos estão submetidos em cada faixa de temperatura comparada com a tensão mínima de ruptura para uma vida de 100.000 horas.

Conforme discutido no capítulo 4, para a ocorrência de fluência são necessárias a ocorrência de três condições, temperatura, tempo e tensão. Porém, no caso do superaquecedor

da D-321, a tensão a qual os tubos estão submetidos está bem abaixo dos valores admissíveis para uma vida de 100.000 horas.



**Figura 6.4 Comparativo entre tensões atuantes e de ruptura para vida de 100.000 horas do superaquecedor D-321.**

Outro ponto importante de ser observado na Figura 6.4, é que na condição de projeto, as tensões atuantes estão mais próximas da tensão para a vida de 100.000 horas. As condições de projeto foram utilizadas como parâmetro tanto para a vida anterior a 1998, quanto para períodos futuros. É nestas duas situações que aproximadamente 98% da vida em fluência foi consumida. Porém, observando-se o histórico de operação, constata-se que dificilmente a caldeira operou ou irá operar 100% do tempo nestas condições. Portanto, embora as simulações para a vida remanescente tenham resultado em 14 anos, na prática espera-se que este valor seja maior. Como é recomendado que uma nova avaliação seja realizada com 2 anos de antecedência do prazo dessa estimativa, deve-se programar uma parada com essa finalidade daqui a 12 anos.

## 7 - CONCLUSÕES

Com base na metodologia proposta, nos resultados e, na discussão realizada, pode-se concluir que:

- Com base em dados históricos disponíveis na REFAP, foi possível estimar a vida remanescente do superaquecedor da caldeira de CO da REFAP (D-321), considerando a solicitação de fluência, típica de suas condições de serviço;
- O superaquecedor da caldeira de CO da REFAP (D-321) continua apto a permanecer operando, e não é esperado que o mesmo venha a falhar por fluência nos próximos 14 anos, desde que sejam respeitadas as condições de projeto;
- A pressão máxima de trabalho admissível (PMTA) do superaquecedor pode ser mantida inalterada, uma vez que mesmo operando 100% do tempo na condição de projeto, ainda terá uma vida estimada de 14 anos.
- Por questões de segurança o superaquecedor deve passar por nova avaliação daqui a 12 anos. Embora a vida estimada seja de 14 anos, recomenda-se que a nova avaliação seja realizada com 2 anos de antecedência para que exista tempo de programar uma parada caso seja necessária a troca do mesmo.

## **8 - SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS**

A partir da realização deste trabalho, é possível fazer as seguintes sugestões para trabalhos futuros:

- Fazer a correlação entre os resultados obtidos pela metodologia proposta no API STD 530, com os dados obtidos através de réplica metalográfica na superfície, e micrografia na seção transversal, de forma a avaliar o grau de assertividade da metodologia do (API STD 530, 2008).
- Realizar ensaios para determinar qual a influência do erro na determinação da temperatura dos tubos na determinação da vida remanescente através da metodologia do API STD 530 (2008), comparando com ensaios acelerados de fluência.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABE, F., KERN, T.-U., e VISWANATHAN, R (2008). *Creep-resistant Steels*. Cambridge, England: Woodhead Publishing Limited.

ALTAFINI, C. R (2002). Apostila Sobre Caldeiras. Caxias do Sul, Rio Grande do Sul, Brasil: Universidade de Caxias do Sul.

API 579 (2007). *Fitness For Service* (2nd ed.). Washington, D.C., U.S.A: American Petroleum Institute.

API STD 530 (2008). *Calculation of Heater-tube Thickness in Petroleum Refineries* (6th ed.). Washington, D.C., U.S.A.: American Petroleum Institute.

ASHBY, M. F (1972). A first report on deformation-mechanism maps. *Acta Metallurgica* .

ASHBY, M. F., GANDHI, C., e TAPLIN, D. M (1979). Fracture-mechanism maps and their Construction for FCC Metals and Alloys. *Acta Metalurgica* .

ASME (1974). *ASME Boiler and Pressure Vessel Code - Section I - Rules for Construction of Power Boilers*. ASME.

ASME (2004). *ASME Boiler and Pressure Vessel Code - Section II - Part D - Subpart I Stress Tables*. ASME.

ASME (2004). *ASME Boiler and Pressure Vessel Code - Section II - SA-213/SA-213M - Specification for Seamless Ferritic and Austenitic Alloy-Steel Boiler, Superheater, and Heat-Exchanger Tubes*. ASME.

BRAMBILLA, P. A (Julho de 2007). Inspeção de Caldeiras. São José dos Campos, São Paulo, Brasil: Instituto Santista de Qualidade Industrial.

CALLISTER, W. D (2001). *Fundamentals of Materials Science and Engineering* (5th Edition ed.). U.S.A.: John Wiley e Sons, Inc.

FURILLO, F. T., PURUSHOTHAMAN, S., e TIEN, J. K (1978). Further Discussion on "Understanding the Larson-Miller Parameter. *Scripta Metallurgica* , pp. 331-332.

FURILLO, F. T., PURUSHOTHAMAN, S., e TIEN, J. K (1977). Understanding the Larson-Miller Parameter. *Scripta Metallurgica* , pp. 493-496.

FURTADO, H. C., e MAY, I. L (2004). High Temperature Degradation in Power Plants and Refineries. *Materials Research* , Vol. 7, 103-110.

GU, B., KANIA, R., e GAO, M (2004). Probabilistic Based Corrosion Assessment for Pipeline Integrity. *Corrosion 2004* .

KASSNER, M (2009). *Fundamentals of Creep in Metals and Alloys* (2nd Edition ed.). U.S.A.: ELSEVIER.

KOUL, A. K (1982). Larson-Miller Parameter and Its Modified Version. *Scripta Metallurgica* , pp. 947-950.

LAGEMANN, V., e SALLES, M (Agosto de 2006). *Inspeção em Caldeiras*. São Paulo, São Paulo, Brasil: Instituto Brasileiro de Petróleo e Gás.

MIDDLETON, C. J. e TOWNSEND, R. D (1998). An Overview of Remaining Life Assessment Methods For High Temperature Components Operating in the Power and Petrochemical Industries. *Corrosion98* .

MOSS, C. J., BARRIEN, P., e WALCZYNSKI, A (2000). Life Management of Refinery Furnace Tubing. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* , pp. 105-112.

MTE (2006). *Manual Técnico de Caldeiras e Vasos de Pressão. Edição Comemorativa 10 anos da NR-13* (MTE, SIT, e DSST, Eds.) Brasília, Distrito Federal, Brasil.

VASUDEVAN, M., VENKADESAN, S., SIVAPRASAD, P. V., e MANNAN, S. L (Junho de 1994). Use of the Larson-Miller Parameter to Study the Influence of Ageing on the Hardness of Cold-Worked Austenitic Stainless Steel. *Journal of Nuclear Materials* , pp. 251-255.

VISWANATHAN, R (1989). *Damaga Mechanisms and Life Assessment of High-Temperature Components*. ASM International.

YAGI, K., MERCKLING, G., KERN, T. U., IRIE, H., e WARLIMONT, H (2004).  
*Creep Properties of Heat Resistant Steels and Superalloys* (Vol. 2B). Berlin, Alemanha:  
Springer.

## ANEXOS

**Tabela 10.1 Valores de medição de espessura do superaquecedor em milímetros.**

Ponto de inspeção	17/08/1979	21/12/2002	28/04/2006	01/12/2007
601	4,31	4,31	4,31	4,24
602	4,3	4,25	4,25	4,25
603	3,91	3,91	3,91	3,91
604	4,22	4,22	4,22	4,18
605	3,91	3,91	3,91	3,91
606	4,36	4,36	4,36	4,32
607	3,94	3,94	3,94	3,94
608	3,84	3,84	3,84	3,84
609	3,99	3,99	3,99	3,99
610	3,91	3,91	3,91	3,91
611	3,97	3,77	3,77	3,77
612	4,08	4,08	4,08	4,04
613	4,1	4,1	4,1	4,06
614	4,15	4,08	4,08	4,08
615	3,87	3,87	3,87	3,87
616	3,84	3,84	3,84	3,84
617	3,9	3,9	3,9	3,9



Ponto de inspeção	17/08/1979	21/12/2002	28/04/2006	01/12/2007
618	3,83	3,77	3,77	3,77
619	4,37	4,37	4,37	4,37
620	4,04	4,04	4,04	4,01
621	4,38	4,38	4,38	-
622	4,19	4,19	4,19	-
623	4,01	4,01	4,01	-
624	4,01	4,01	4,01	-
625	3,84	3,84	3,84	-
626	4,13	4,13	4,13	-
627	3,96	3,91	3,91	-
628	4,26	4,26	4,26	-
629	4,15	4,11	4,11	-
630	3,95	3,95	3,95	3,95
631	4,1	4,1	4,1	4,1
632	3,96	3,82	3,82	3,82
633	4,2	4,2	4,2	4,2
634	4,05	4,05	4,05	4,05
635	4,2	4,14	4,14	4,11
636	3,89	3,89	3,89	3,89
637	4,01	3,91	3,91	3,91
638	3,82	3,82	3,82	3,82
639	4,16	4,16	4,16	4,12
640	3,97	3,97	3,97	3,97

Ponto de inspeção	17/08/1979	21/12/2002	28/04/2006	01/12/2007
641	4,18	4,18	4,18	4,08
642	4,18	4,18	4,18	4,11
643	4,09	4,09	4,09	4
644	3,9	3,9	3,9	3,9
645	4,14	4,05	4,01	3,98
646	3,87	3,87	3,87	3,87
647	4,25	4,25	4,25	4,18
648	4,31	4,31	4,31	4,21
649	3,95	3,9	3,9	3,9
650	3,45	3,38	3,38	3,38