



# ANÁLISE DE FALHA POR FRATURA CATASTRÓFICA DE UM TUBO DE CALDEIRA<sup>1</sup>

Danilo Borges Villarino de Castro<sup>2</sup>  
Jeferson Aparecido Moreto<sup>2</sup>  
Otávio Contart Gamboni<sup>2</sup>  
Dirceu Spinelli<sup>3</sup>  
José Ricardo Tarpani<sup>4</sup>

## Resumo

Investigaram-se as causas da falha por fratura catastrófica do tubo principal da seção de aquecimento a gás de uma caldeira tubular, o qual rompeu de maneira catastrófica em serviço, sob a ação externa da água pressurizada. Para a determinação das causas da falha do tubo fornalha da caldeira e dos mecanismos que culminaram com sua fratura final, foram conduzidos os seguintes procedimentos: análise química, metalográfica e fractográfica, ensaios de tração, dureza e impacto, e microanálise por energia dispersiva de raios-X. Concluiu-se que o tubo fornalha falhou pelos mecanismos de crescimento e coalescimento de microvazios, os quais foram nucleados em partículas de segunda fase orientados na direção de laminação da chapa original. Tensões de origem residual (advindas do processo de soldagem), e de natureza termo-mecânica (oriundas da operação em serviço) possibilitaram e contribuíram fortemente para o desenvolvimento do processo.

**Palavras-chave:** Análise de falha; Caldeira tubular; Fratura catastrófica.

## FAILURE ANALYSIS OF FRACTURED FIRE TUBE IN GAS BOILER

### Abstract

The causes of the failure by catastrophic fracture of the main fire tube operating under pressurized water in the heat section of a gas boiler have been investigate. In order to determine the root causes of tube failure and the mechanisms that resulted in its final fracture the following procedures were carried out: chemical, metallographic and fractographic analyses, tensile, hardness and impact testing, and energy dispersive X-ray microanalysis. It has been concluded that the fire tube failed by the mechanisms of growth and coalescence of microvoids, which nucleated at second phase particles oriented in the rolling direction of the original plate. Residual (from welding process) and thermo-mechanical (from operational conditions) stresses enabled and strongly contributed to the development of the process.

**Keywords:** Catastrophic fracture; Failure analysis; Fire tube boiler.

<sup>1</sup> Contribuição técnica ao 66º Congresso Anual da ABM, 18 a 22 de julho de 2011, São Paulo, SP, Brasil.

<sup>2</sup> Mestre em Ciência e Engenharia de Materiais – SMM/EESC/USP.

<sup>3</sup> Professor Titular do Departamento de Engenharia de Materiais, Aeronáutica e Automobilística (SMM) da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC) da Universidade de São Paulo (USP).

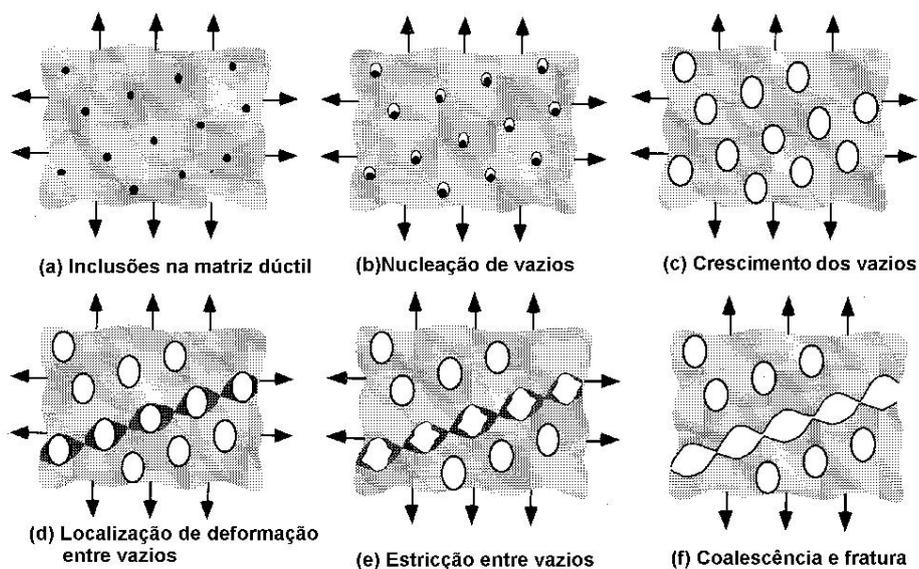
<sup>4</sup> Professor Doutor do Departamento de Engenharia de Materiais, Aeronáutica e Automobilística (SMM) da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC) da Universidade de São Paulo (USP).

## 1 INTRODUÇÃO

Uma caldeira pode vir a falhar devido ao superaquecimento, podendo ocasionar falhas catastróficas (explosões). As principais causas do superaquecimento são: seleção inadequada do aço no projeto da caldeira, utilização de aços com defeito, prolongamento excessivo dos tubos, queimadores mal posicionados, incrustações, operação em marcha forçada, falta de água nas regiões de transmissão de calor, má circulação de água, choques térmicos e falha operacional. Os choques térmicos acontecem em virtude de freqüentes paradas e recolocação em marcha de queimadores.<sup>(1)</sup>

A Figura 1 ilustra um mecanismo de crescimento e coalescimento de vazios nucleados em inclusões, ocorrendo durante a sollicitação mecânica do material, que, em última instância, pode conduzir à falha do componente por fratura. O mecanismo de crescimento e coalescimento de vazios proposto na Figura 1 requer em maior (no caso de simples escoamento, ocorrendo em temperaturas moderadas) ou menor grau (fluência, ocorrendo em elevadas temperaturas) a presença de tensões trativas. No caso presentemente avaliado, estas tensões podem ter sido originadas de três fontes independentes: soldagem durante a confecção do componente, ciclos térmicos e sollicitações mecânicas, impostos em serviço.<sup>(2)</sup>

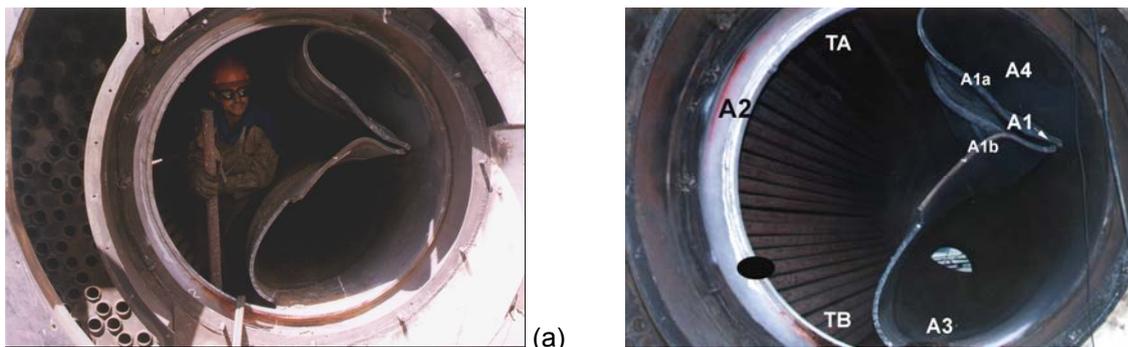
Em suma, o objetivo deste trabalho foi o de investigar as possíveis causas da falha por fratura catastrófica do tubo principal de uma caldeira.



**Figura 1.** Mecanismo de nucleação, crescimento e coalescimento de vazios em um material suficientemente dúctil.<sup>(2)</sup>

## 2 MATERIAL E MÉTODOS

O tubo principal da seção de aquecimento de gás da caldeira rompeu-se de maneira catastrófica em serviço, sob a ação externa da água pressurizada, sem qualquer sinal anterior que indicasse a proximidade do evento. A Figura 2 mostra o componente danificado, constituído pelo aço ASTM A-516 Gr 70.<sup>(3)</sup>



**Figura 2.** (a) Colapso do tubo fornalha com diâmetro externo de 1,15 m, confeccionado com chapas laminadas de 16,0 mm de espessura de um aço ASTM A-516 Gr 70. <sup>(3)</sup> (b) Tubo fornalha danificado, indicando-se as regiões mais detalhadamente avaliadas no presente estudo de caso.

A Figura 2(b) mostra as regiões de onde foram retiradas as amostras e os corpos de prova avaliados nesta investigação, obedecendo-se os seguintes critérios de seleção:

- TA (tubulação alta) e TB (tubulação baixa) foram selecionadas para, por intermédio de comparação metalográfica, verificar-se a possibilidade do sobreaquecimento do sistema, como decorrência de uma possível redução no nível d'água normal;
- A1 corresponde à porção do tubo que mais foi deslocada e deformada no evento da falha, relativamente ao seu posicionamento original na estrutura íntegra, e, portanto, seria a região com maior probabilidade de incluir o sítio de disparo da fratura. Atenção especial foi dada às análises metalográficas desta região, pois revelariam indícios dos mecanismos do processo de fratura, bem como características microestruturais que favorecessem e/ou originassem mecanismos de ruptura a temperaturas moderadas e relativamente elevadas;
- A1a e A1b correspondem a regiões que delimitam A1, sendo inspecionadas metalograficamente para uma determinação mais precisa do posicionamento do ponto de origem ou disparo da fratura catastrófica;
- A2 é a região situada no aro ou bocal de entrada do tubo fornalha, que corresponde à posição originalmente ocupada por A1. Minuciosa análise fractográfica foi conduzida nesta amostra, contendo a intersecção entre as soldas longitudinal e circunferencial, sendo, portanto, em princípio, a região mais criticamente solicitada e tida a priori como o sítio da fratura;
- A3 corresponde ao piso do tubo, próximo à região de fratura, de onde foram extraídos corpos de prova de tração nas direções transversal e longitudinal, para determinação das propriedades mecânicas do material do tubo principal. Corpos de prova de impacto Charpy foram também extraídos desta posição, para verificação da tenacidade do metal base próximo à solda circunferencial que unia o tubo ao aro (bocal) de entrada;
- A4 corresponde ao teto do tubo, numa posição remota da fratura. Foi utilizada como referência para a verificação de possíveis modificações microestruturais sofridas pela região do tubo próxima à fratura do componente, devido aos aquecimentos excessivo e prolongados. Sua análise permitiria também a confirmação, ou não, de eventual superaquecimento da porção superior do tubo devido à redução do nível d'água da caldeira.

A caldeira, fabricada em 1991, possuía uma capacidade de carga de 5.000 kg/h e operava a uma pressão nominal de 1,03 MPa com vapor d'água saturado, correspondendo a uma temperatura de cerca de 200°C.

As pressões de projeto (pressão máxima de trabalho) e de teste hidrostático da caldeira foram especificadas, também pelo fabricante, em 1,13 MPa e 1,70 MPa, respectivamente. A superfície total de troca de calor na parede da tubulação era de aproximadamente 132 m<sup>2</sup>.

Para a investigação da possível causa da falha do componente, foram realizados os seguintes procedimentos experimentais: análises visual, química, metalográfica e fractográfica, além de ensaios de macrodureza, tração e impacto. A seguir, cada procedimento será brevemente detalhado e descrito. A Figura 3 apresenta o posicionamento de onde os corpos de prova foram retirados para a realização dos ensaios mecânicos.



**Figura 3.** Posicionamento e orientação dos corpos de prova retirados para a realização dos ensaios mecânicos.

A análise química foi realizada em um espectrômetro de emissão óptica por centelha (ARL 3460), na temperatura de 24°C e com umidade relativa do ar de 47%.

Para a realização da análise metalográfica, foram cortadas amostras próximas da região fraturada (TA e TB) do componente estudado. Estas foram embutidas em baquelite condutora e lixadas com lixas d'água com granulometria #80, #120, #220, #400, #600, #800, #1.200, e #2.000. Em seguida, as superfícies lixadas foram polidas em três etapas: a primeira com dióxido de cromo, a segunda com solução de alumina 0,3 µm e a última com solução de alumina 0,05 µm. O ataque químico foi realizado com o reagente Nital 2% com aproximadamente 30 segundos de tempo de imersão.

Os ensaios de impacto, na temperatura ambiente, foram realizados de acordo com a norma ASTM E-23-07.<sup>(4)</sup> Para isso, foram utilizados um total de seis corpos de prova Charpy, tipo I, com entalhe em V. A velocidade de impacto do martelo foi de 5,52 m/s, sendo ele liberado de uma altura de 1,56 m e possuindo uma energia total no momento do impacto de 300 J. Os resultados foram avaliados em termos de energia absorvida por impacto ( $E_{abs}$ ).

Os ensaios de tração, à temperatura ambiente, foram realizados de acordo com a norma ASTM E8M-08.<sup>(5)</sup> O equipamento utilizado para efetuar os ensaios de tração foi um sistema universal *Instron*, em fundo de escala de 100 kN, sob uma velocidade de deslocamento do travessão de 2 mm/min. Os resultados foram avaliados em função dos limites de escoamento ( $\sigma_e$ ) e de resistência à tração ( $\sigma_R$ ), alongamento total ( $A_T$ ) e redução de área (RA) na fratura.

Os ensaios de macrodureza Rockwell na escala B, conforme a norma ASTM E-18-08,<sup>(6)</sup> foram efetuados sobre a superfície plana de corpos de prova

Charpy. Utilizou-se uma máquina da marca Leco, modelo RT-240, para a realização desses ensaios.

Por fim, foram realizadas análises fractográficas sobre as superfícies de fratura do material investigado, utilizando-se um microscópio eletrônico de varredura, com o intuito de caracterizar o aspecto morfológico da superfície de fratura na região do macro-defeito. Em adição, utilizou-se um micro-analisador por energia dispersiva de raios-X, EDX, para caracterização e reconhecimento das partículas de segunda fase ali presentes.

### 3 RESULTADOS E DISCUSSÕES

#### 3.1 Análise Química

A composição química determinada para o material do tubo fornalha é fornecida na Tabela 1. A amostra foi extraída da região A1. Os resultados mostram que as porcentagens de todos os elementos estão dentro das especificações estabelecidas para um aço de classificação ASTM A-516 Gr 70.<sup>(3)</sup>

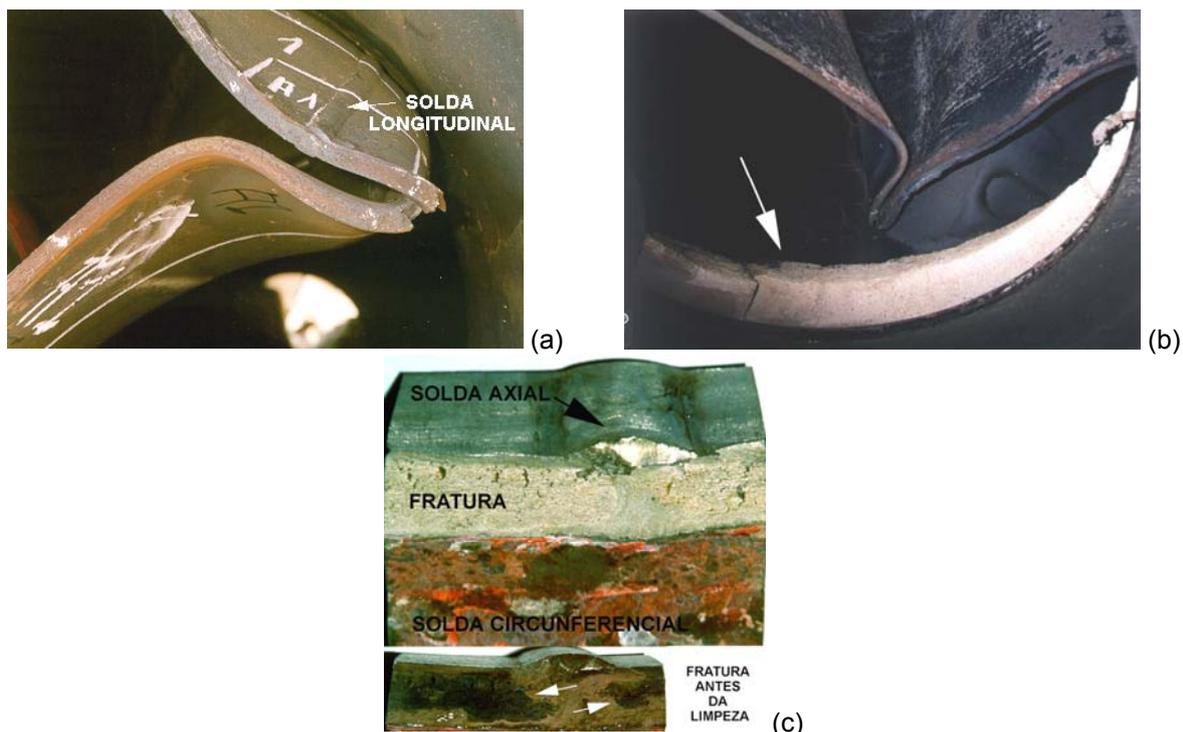
**Tabela 1.** Composição química do material estudado (% em peso)

<i>Elementos químicos</i>	<i>Nominal</i>	<i>Medido</i>
<b>C</b>	0,30	0,28
<b>Mn</b>	0,79 – 1,30	0,98
<b>Si</b>	0,13 – 0,45	0,24
<b>P</b>	0,035 (máximo)	0,017
<b>S</b>	0,035 (máximo)	0,012

#### 3.2 Inspeção Visual e Considerações Iniciais

Conforme visto na Figura 2, o tubo fornalha fraturou e cedeu na região próxima à tubulação secundária. Opiniões abalizadas descartaram a possibilidade de qualquer efeito térmico adicional naquela região de fratura, devido à proximidade desta tubulação secundária. Também, foi desconsiderada qualquer possibilidade de uma pressurização externa preferencial naquela região, devida à excentricidade do tubo principal com relação à câmara da caldeira. O único diferencial de pressão existente foi creditado ao efeito de coluna d'água, porém as diferenças de pressão ao longo da altura do tubo fornalha (cerca de 1,15 m) foram consideradas desprezíveis e incapazes de induzir uma sollicitação mecânica preferencial significativa.

A Figura 4 mostra em maior detalhe a região do tubo fornalha que sofreu o maior deslocamento e deformação no evento da falha (região A1), assim como a superfície de fratura no aro ou bocal de entrada da caldeira, na posição originalmente ocupada por A1 (região A2). Observa-se que a região A1 está próxima da solda longitudinal (ou axial) de fabricação do tubo, Figura 4(a), sendo esta última mostrada em destaque na região A2, Figura 4(b), juntamente com a solda circunferencial que une o bocal ao tubo fornalha. Na Figura 4(c), a seta aponta para o material refratário utilizado no isolamento do tubo fornalha em sua localização termicamente mais crítica, na junção do bocal da caldeira com o tubo, onde o maçarico queimando óleo combustível é posicionado, e exatamente na região onde a fratura se estabeleceu.

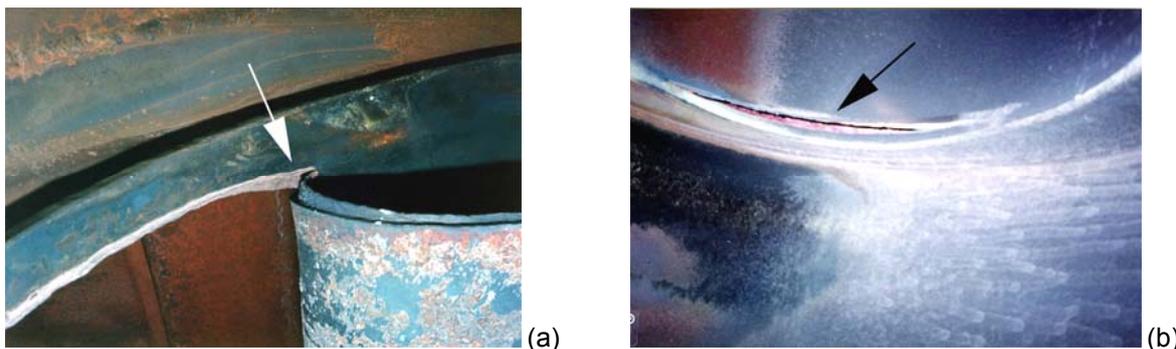


**Figura 4.** (a) Detalhe da região A1. (b) Detalhe do isolamento térmico do tubo na região de máximo aquecimento do sistema. (c) Posição de fratura originalmente ocupada por A1 no aro (bocal) de entrada da caldeira (A2).

Coincidentemente ou não, na Figura 4(a) observa-se que a região que experimentou o máximo deslocamento no evento da fratura, e que provavelmente tenha sido a primeira a ceder e romper sob a pressão externa da água contém exatamente uma das soldas longitudinais do tubo, indicando que esta pode ter desempenhado papel importante na falha do componente. Dessa forma, a fratura propagou-se seguindo exatamente um caminho paralelo e imediatamente próximo à solda circumferencial que unia o bocal de entrada da caldeira ao tubo fornalha, configurada, portanto, numa posição de mudança abrupta de geometria da seção, que tipicamente apresenta elevada concentração e intensificação de tensões.

Na Figura 4(b) observa-se que a região A1 é delimitada pelo arranjo ortogonal entre a solda longitudinal de construção do tubo e a solda circumferencial de união deste tubo com o bocal de entrada da caldeira. Sendo assim, existe a possibilidade do mecanismo descrito na Figura 1 ter sido motivado por tensões residuais decorrentes dos processos de soldagem. Dessa forma, uma vez atingida uma temperatura suficientemente elevada em serviço, durante um pico de temperatura, por exemplo, a relaxação destas tensões residuais se manifestaria através da deformação plástica do material mecanicamente menos resistente das juntas soldadas.

Na Figura 5(a) tem-se um detalhe da região de freamento de uma das duas frentes de propagação de trinca geradas no evento de fratura do tubo fornalha. Nota-se que o material do tubo apresenta certa ductilidade, fraturando por um mecanismo macroscopicamente classificado como do tipo rasgamento dúctil. Já na Figura 5(b) observa-se o trincamento da junta soldada circumferencial entre o tubo fornalha e o espelho de distribuição de gás aquecido, situada na extremidade oposta àquela que falhou catastroficamente. Esta fratura secundária constituiu um reflexo direto da ruptura principal na outra extremidade do tubo, indicando que este estava rigidamente vinculado, por solda, à estrutura da caldeira.

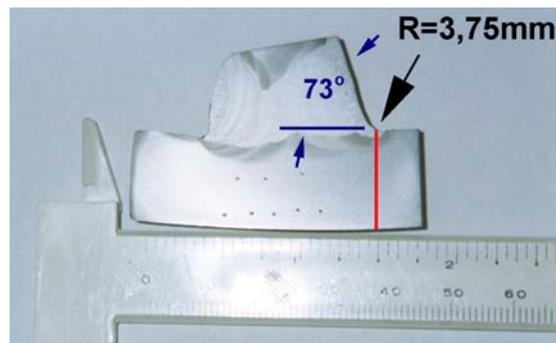


**Figura 5.** (a) Detalhe do macro-mecanismo de rasgamento dúctil do tubo fornalha. (b) Fratura na extremidade do tubo soldada ao espelho de distribuição do gás aquecido para a tubulação secundária de menor calibre.

Neste momento, é importante ressaltar que, em procedimentos de limpeza das caldeiras, houve registros (desde 1992) de retirada de expressiva quantidade de material originado de incrustações depositadas na superfície externa da tubulação, que permanece em contato direto com a água no interior da câmara da caldeira. O tratamento da água sempre foi sugerido para a minimização desse problema. A retirada do material depositado era especialmente problemática na região em que posteriormente ocorreu a falha deste componente, em virtude da dificuldade de acesso ao local. O depósito de sais minerais e de produtos de corrosão, que tipicamente ocorre na aplicação em questão, atua como um isolante térmico da superfície externa da tubulação, reduzindo sensivelmente a transferência de calor desta para o fluido refrigerante (água). Nestas condições, a faixa de pressão e temperatura em que a caldeira trabalha só pode ser atingida caso a tubulação opere em temperaturas acima da especificada em projeto.

Dessa forma, pode-se supor que mecanismos de danos desencadeados a elevadas temperaturas, como fluência, e/ou ao menos bastante favorecidos por altas temperaturas, como escoamento plástico, tenham desempenhado papel determinante na falha final por fratura catastrófica do tubo fornalha. Estes danos são cumulativos e possivelmente foram introduzidos e desenvolvidos no material ao longo de praticamente toda sua vida em serviço, como revelam os fatos acima apontados.

A Figura 6 mostra um corte longitudinal do tubo fornalha, incluindo a solda com o bocal de entrada da caldeira. O raio de curvatura do pé da solda, na face sujeita à pressurização externa da água foi estimado em 3,75 mm, um valor bem inferior ao mínimo aceitável para a aplicação em questão, da ordem de 6,0 mm.<sup>(7)</sup> Este pequeno raio de concordância colabora para uma concentração e intensificação de tensões ainda maior na região imediatamente próxima à da fratura principal do componente, o qual já é naturalmente um concentrador de tensões, devido à mudança abrupta de seção. Também, o ângulo de inclinação da solda de 73° é bastante íngreme, se comparado com o de 45°, imposto em projeto, pela própria fabricante do componente.



**Figura 6.** Pé da solda entre o tubo fornalha e o bocal de entrada da caldeira. O caminho de fratura é representado por uma linha vermelha. Pode-se observar a distorção (térmica) da chapa que constituía o tubo próximo à região de solda.

Feitas as devidas considerações, pode-se inferir que danos altamente localizados na união por soldagem do tubo fornalha com o bocal de entrada da caldeira, mais intensamente nas proximidades da sua intersecção com a solda longitudinal de construção do tubo, conduziram à falha final catastrófica do tubo, sob a ação externa da água pressurizada. Tais danos muito provavelmente tenham se desenvolvido como decorrência do superaquecimento desta região, em particular, seja por falha do refratário e/ou por deposição excessiva de incrustações, quando mecanismos de deformação plástica foram favorecidos, ou mesmo desencadeados, pelas altas temperaturas e pelas tensões de origem térmica, residual e/ou mecânica.

De fato, a fratura do tubo manifestou-se na região mais favoravelmente pré-disponível à ação dos efeitos térmicos, mecânicos e residuais intrínsecos ao funcionamento e à construção do equipamento. Porém, o sobreaquecimento do material, aliado às más práticas de soldagem detectadas no componente, provavelmente tenham originado condições de serviço muito além daquele limite para o qual o sistema fora projetado para operar satisfatoriamente.

A Figura 6 ainda permite supor que o tubo fornalha esteve sujeito, em algum grau, a uma distorção longitudinal, provavelmente de origem térmica, decorrente da sua expansão durante o aquecimento do sistema e da restrição a esta expansão térmica, tal como exercida pelas suas extremidades solidamente engastadas na estrutura por soldagem. Assim, um acréscimo na temperatura favorecerá a expansão do material, sua distorção, a geração de tensões e finalmente sua deformação plástica, tal como o mecanismo ilustrado na Figura 1.

Por fim, as tensões de origem mecânica decorreriam basicamente da pressão atuando externamente ao tubo, exercida pela massa de água pressurizada em equilíbrio com o vapor saturado. As tensões mecânicas seriam também uma função da temperatura, na medida em que, neste tipo de equipamento, pressão e temperatura são interdependentes e diretamente proporcionais entre si, para um volume fixo da massa de água e vapor. Assim como as de origem térmica, as tensões mecânicas têm caráter cíclico, decorrente da própria flutuação da pressão durante os ciclos de carga e descarga de vapor que o equipamento naturalmente experimenta em sua operação normal.

### 3.3 Propriedades Mecânicas

O valor obtido em tenacidade ao impacto para o material estudado foi de  $(36,3 \pm 7,8)$  J. A tenacidade ao impacto do metal base está comprometida, se comparada à de um aço de mesma especificação, porém na forma de placa laminada com uma 1,0 in

de espessura, que forneceu um valor médio de 50 J, mesmo estando o corpo de prova pré-trincado e com ligamento de 5,0 mm contra os 8,0 mm dos corpos de prova convencionais com entalhe em V.

No ensaio de dureza obteve-se o valor de  $(85,9 \pm 1,5)$  HRB. Para o metal de solda, foi obtida uma dureza média levemente superior à do metal de base, indicando resistências mecânicas similares entre os componentes da junta soldada. Os valores são considerados compatíveis com os materiais utilizados e adequados para a aplicação em questão.

A Tabela 2 apresenta os resultados obtidos nos ensaios de tração nos sentidos longitudinal e transversal do material estudado.

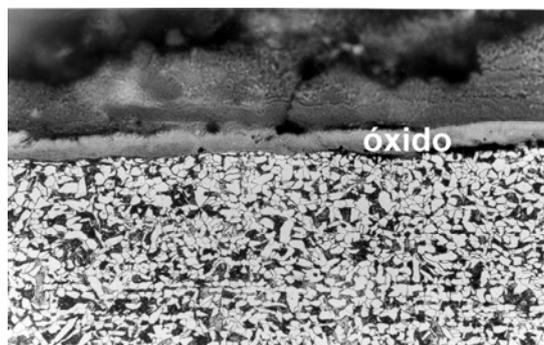
**Tabela 2.** Propriedades mecânicas de tração do material estudado

<i>Propriedades mecânicas</i>	<i>Nominal</i>	<i>Transversal</i>	<i>Longitudinal</i>
$\sigma_e$ (MPa)	260	280	342
$\sigma_R$ (MPa)	485 – 620	560	566
A (%)*	21	23	25
RA (%)	---	60	50

\* Para  $L_0 = 50\text{mm}$ .

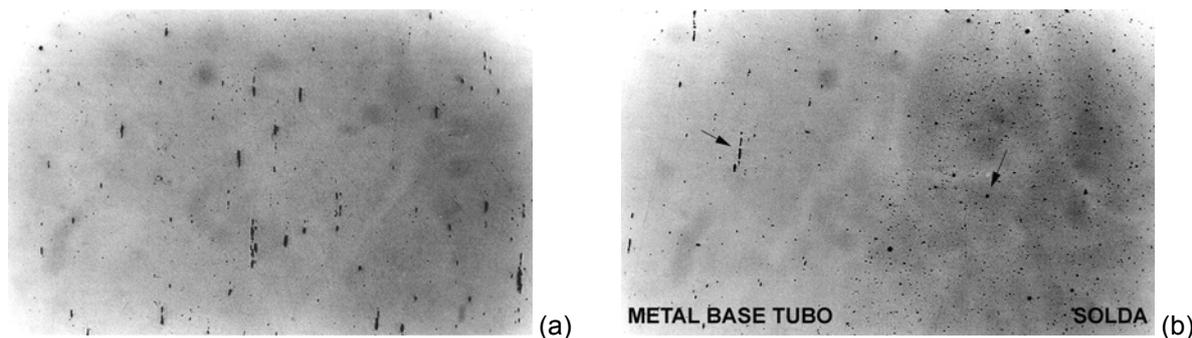
### 3.4 Análise Microscópica

Na Figura 7 é apresentada uma vista geral da região A4, onde se observa a formação de uma camada de óxido com espessura média de 75  $\mu\text{m}$ , que tipicamente desenvolve-se em elevadas temperaturas. Camadas mais espessas, indicando maior severidade do par tempo-temperatura de exposição do metal, foram observadas nas regiões A1 e A3, corroborando o diagnóstico prévio de que maiores danos térmicos nas regiões do tubo fornalha se situavam nas proximidades do maçarico.



**Figura 7.** Vista geral da seção longitudinal do tubo fornalha na região A4, tal como indicada na Figura 2(b). Ataque químico com Nital 2%. Aumento de 95x.

Na Figura 8 são mostradas partículas de segunda fase presentes no metal base do tubo fornalha, inclusões alongadas na direção de laminação da chapa, com aparência tipicamente exibida por sulfetos, e no metal de solda, inclusões pontuais não-metálicas (provavelmente óxidos). Estas últimas são comprovadamente menos deletérias às propriedades mecânicas das ligas metálicas que os sulfetos,<sup>(8)</sup> em virtude de seu formato esférico, com baixo poder concentrador de tensões, de sua menor capacidade de se deformar, bem como devido à sua maior adesão à matriz, inibindo assim a nucleação de vazios, e conseqüentemente seu crescimento e coalescimento. As micrografias referem-se à seção longitudinal da junta soldada entre o bocal de entrada da caldeira e o tubo fornalha, na região A2.

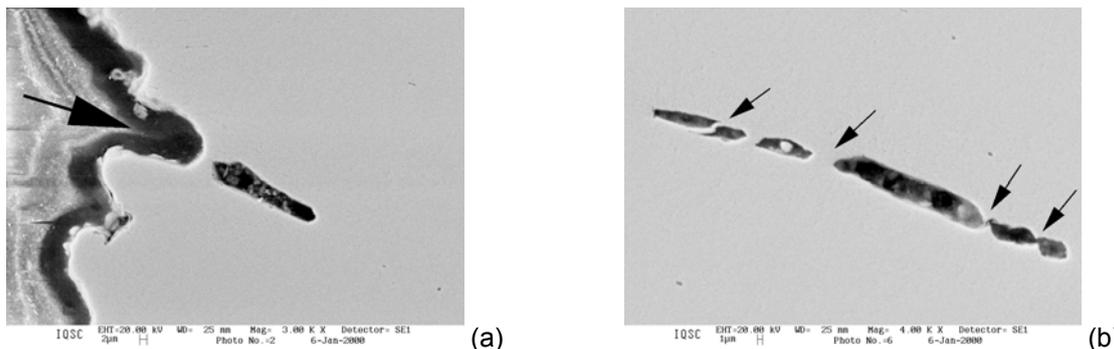


**Figura 8.** (a) Inclusões alongadas na direção de laminação da placa do tubo fornalha; (b) as mesmas inclusões, à esquerda, na chapa base e inclusões pontuais no metal de solda, à direita. Sem ataque químico. Aumento de 95x.

Na identificação dessas partículas de segunda fase, apresentadas na Figura 8, pôde-se comprovar a previsão anteriormente feita de se tratarem essencialmente de sulfeto de manganês (MnS), no metal base, e dióxido de silício ( $\text{SiO}_2$ ), óxido de alumínio ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ), óxido de manganês II (MnO) e dióxido de titânio ( $\text{TiO}_2$ ), no metal de solda.

Através das análises de EDX pôde-se comprovar que a esferoidização das inclusões (óxidos e sulfetos), visando melhoria de propriedades mecânicas e, em especial, da tenacidade à fratura, foi parcialmente bem sucedida através do tratamento com cálcio. Foram também analisados os depósitos na superfície externa da parede do tubo, em contato direto com a água. A composição química (% em peso) do depósito foi de 45,7% de O, 17,3% de Ca, 16,8% de Fe, 7,0% de Si, 7,0% de P, 5,7% de Mg e 0,7% de S, confirmando o caráter alcalino do fluido refrigerante.

Na Figura 9(a) é mostrado o crescimento de um vazio na direção de laminação da chapa em A1. O alongamento longitudinal do vazio é fundamentalmente devido ao formato dos sítios de nucleação, que são constituídos de inclusões alongadas, basicamente sulfetos, à presença de impurezas em planos de delaminação, e, principalmente, à direção da tensão trativa principal. Já na Figura 14(b), um exemplo de vazio que pode ter-se nucleado e crescido exatamente na interface de um plano de delaminação em A1, favorecido pelas impurezas lá preferencialmente segregadas que reduzem a coesão do contorno entre ferrita e perlita, tornando-o bastante frágil. Como já referido, os processos de crescimento e coalescimento de vazios se desenvolvem exclusivamente na matriz dúctil ferrítica. Por fim, na Figura 9(b) é documentado o estágio de coalescimento longitudinal dos vazios nucleados em sulfetos. As setas indicam os pontos críticos onde se efetua a união entre os diversos micro-vazios, gerando assim um vazio maior e assim sucessivamente, até uma eventual ruptura completa do material.



**Figura 9.** (a) Vazio alongado que quase coaleceu com o que gerou a superfície de fratura em A1, este sendo indicado por seta. Aumento de 1000x. (c) Mecanismo de crescimento e coalescimento longitudinal de vazios nucleados em inclusões alongadas de sulfeto em A1. Aumento de 1450x.

Até o momento, ficou claramente demonstrado por meio fotográfico que o crescimento e o coalescimento dos microvazios ocorreram por deformação plástica, escoamento e/ou fluência, preferencialmente na direção longitudinal da placa que constituía o tubo, isto é, ficou evidente que o alongamento dos vazios individuais, assim como o processo de união entre os mesmos se deu essencialmente na direção de laminação da placa, por ação de tensões e temperatura, que desempenharam um papel determinante na falha do componente.

Assim, embora a expansão dos vazios tenha também ocorrido na direção transversal (circunferencial) do componente, reduzindo, portanto a sua seção resistente, que posteriormente falhou de maneira catastrófica, este pode não ter sido o único mecanismo operante que resultou na sobrecarga final do tubo principal pelo peso externo da água. Supõe-se, portanto, que a excessiva redução da seção resistente do tubo possa ter ocorrido também por um mecanismo adicional àquele já extensivamente descrito. Um exemplo de mecanismo tipicamente desenvolvido na aplicação em questão seria o crescimento subcrítico de trinca por fadiga termo-mecânica, tendo em vista o padrão flutuante da temperatura no sistema, mesmo em condições normais de operação da caldeira, que carrega e descarrega periodicamente o vapor gerado. Além disto, o tubo tinha suas extremidades fortemente vinculadas, originando uma condição típica de carregamento sob deformação controlada durante o ciclo de expansão/contração do componente, sendo esta a principal característica da fadiga termo-mecânica de componentes estruturais.

#### 4 CONCLUSÕES

De acordo com a investigação estudada, pode-se concluir que o tubo fornalha falhou pelos mecanismos de nucleação, crescimento e coalescimento de microvazios. Os microvazios foram nucleados em partículas de segunda fase, basicamente sulfetos, orientados na direção de laminação da chapa que constituía o tubo, o que favoreceu o processo. Tensões de origem residual (soldagem), térmica e mecânica possibilitaram e contribuíram para o desenvolvimento do processo.

A ocorrência de delaminações, típica das chapas obtidas por laminação controlada, provavelmente tenha favorecido, simultânea e mesmo sinergicamente aos sulfetos, o mecanismo de fratura, propiciando sítios de nucleação de vazios.

O pequeno raio de curvatura do pé da solda, entre o bocal de entrada da caldeira e o tubo fornalha, pode ter concentrado e intensificado tensões em níveis bem acima daquele inerente à mudança brusca de seção na região. Também, o ângulo de



inclinação bastante íngreme da solda contribuiu adicionalmente para concentração e intensificação de tensões.

O material do tubo fornalha apresentou uma tenacidade ao impacto Charpy aquém da tipicamente exibida por aços de mesma classificação, indicando sua baixa capacidade de resistir à iniciação e à propagação de trincas, i.e., sua reduzida tenacidade à fratura.

Foi proposto um mecanismo global de falha do componente, incluindo coalescimento de microvazios, crescimento de trincas por fadiga termo-mecânica e fratura final por excessiva redução da seção resistente, ou seja, sobrecarga.

## Agradecimentos

Os autores expressam os seus agradecimentos ao Departamento de Engenharia de Materiais, Aeronáutica e Automobilística da EESC – USP pelo uso de seus equipamentos e instalações.

## REFERÊNCIAS

- 1 NEVES, D.L.C., TEIXEIRA, J.C.G., ANDRADE, C.A., JAMBO, H.C.M., ROCHA, M.S. Falhas em tubos de caldeiras por mecanismos de corrosão cáustica. 6<sup>a</sup> Conferência sobre Tecnologia de Equipamentos (COTEQ), Salvador/BA, 11p, Ago/2002.
- 2 ANDERSON, T.L., *Fracture mechanics: fundamentals and applications*. CRC Press, 2<sup>nd</sup> Edition, 1995.
- 3 ASTM A516-10 *Standard specification for pressure vessel plates, carbon steel, for moderate- and lower-temperature service*. ASTM International Standards, 2010.
- 4 ASTM E-23-07. *Standard test methods for notched bar impact testing of metallic materials*. ASTM American National Standard, 2007.
- 5 ASTM E-8M-08. *Standard test methods for tension testing of metallic materials*. American Association State Highway and Transportation Officials Standards. AASHTO No.: T68 an American National Standard, 2008.
- 6 ASTM E-18-08. *Standard test methods for Rockwell hardness of metallic materials*. ASTM American National Standard, 2008.
- 7 ASME. *Boiler and Pressure Vessel Code*. Section I, New York, 1996.
- 8 WILSON, A.D. *The effect of advanced steelmaking techniques on the inclusion and mechanical properties of plate steels*. *Proceedings of the American Institute of Mechanical Engineers*, p. 320-340, 1979.