

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Escola de Engenharia

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

**AVALIAÇÃO DO ALÍVIO MECÂNICO DE TENSÕES  
RESIDUAIS DEVIDO A SOBRECARGA PROVOCADA POR TESTE  
HIDROSTÁTICO**

RICARDO SILVA ROCHA

Engenheiro Mecânico

Dissertação para obtenção de título de  
*Mestre em Engenharia, Modalidade Profissional,*  
*Especialidade Engenharia de Inspeção de Equipamentos*

Porto Alegre - RS

2009

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Escola de Engenharia

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

**AVALIAÇÃO DO ALÍVIO MECÂNICO DE TENSÕES  
RESIDUAIS DEVIDO A SOBRECARGA PROVOCADA POR TESTE  
HIDROSTÁTICO**

RICARDO SILVA ROCHA

Engenheiro Mecânico

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

Área de concentração: Ciência e Tecnologia dos Materiais

Porto Alegre - RS

2009

II

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção de título de Mestre em Engenharia, Modalidade Profissional, 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. Telmo Roberto Strohaecker

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Carlos Eduardo Fortis Kwietniewski

Dr. Eng. Eduardo Hippert Júnior

Dr. Eng. Alexander Hiroshi Kasama

Prof. Dr. Carlos Pérez Bergmann

Coordenador do PPGEM

Porto Alegre, Julho de 2009.

## **DEDICATÓRIA**

Dedico este trabalho à minha família e à minha futura esposa pelo carinho recebido e pela compreensão da minha ausência nos momentos de lazer dedicados à elaboração do trabalho e por terem me incentivado durante todo o período.

## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço a Deus pela companhia inseparável.

Aos meus familiares e a minha noiva pelo apoio e compreensão.

Ao professor Dr. Telmo Roberto Strohaecker pela orientação.

Ao engenheiro Guilherme Victor Peixoto Donato (PETROBRAS/CENPES) pela orientação na seleção do tema e pelo seu tempo dedicado às discussões sobre o assunto sendo fundamentais ao desenvolvimento do trabalho.

Ao engenheiro Luiz Carlos Largura Junior (PETROBRAS/CENPES) por compartilhar sua experiência e conhecimento sobre a Norma API 579/ASME FFS1.

A equipe de integridade estrutural (PETROBRAS/CENPES) pelo apoio durante o período vivencial.

Ao engenheiro Marcus Vinícius Maciel Martins (PETROBRAS/SEDE) por compartilhar sua experiência e conhecimento durante a avaliação dos resultados.

Ao engenheiro e coordenador do CEINSP Henrique Garcia da Silva (PETROBRAS/UP) pelo apoio e suporte quando solicitado.

Ao engenheiro Marcio Humberto Silva Siqueira (PETROBRAS/UP) pelo apoio e suporte quando solicitado.

Aos engenheiros e amigos Alexsinaldo da Silva Cerqueira e Fábio Moreira Lima (PETROBRAS/UP) por compartilhar seus conhecimentos durante discussões sobre o assunto.

Ao engenheiro e amigo Filipe José Soares Martins (PETROBRAS/UP) pelo apoio durante as pesquisas e discussões sobre o assunto.

A todos os companheiros do CEINSP.

## SUMÁRIO

<b>AGRADECIMENTOS .....</b>	<b>V</b>
<b>LISTA DE FIGURAS.....</b>	<b>VIII</b>
<b>LISTA DE ABREVIATURAS .....</b>	<b>X</b>
<b>RESUMO .....</b>	<b>XIV</b>
<b>ABSTRACT .....</b>	<b>XV</b>
<b>1 - INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
<b>2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....</b>	<b>3</b>
<i>2.1 - Tensões residuais em soldagem.....</i>	<i>3</i>
2.1.1 – Definição.....	3
2.1.2 – Origens e fontes das tensões residuais.....	4
2.1.3 – Tipos de tensões residuais.....	8
2.1.4 – Efeito das tensões residuais.....	10
2.1.5 - Superposição das diversas fontes de tensões residuais .....	12
2.1.6 – Métodos de alívio das tensões residuais .....	14
<i>2.2 - Vasos de pressão.....</i>	<i>17</i>
2.2.1 – Definição e finalidades de vasos de pressão .....	17
2.2.2 – Projeto de vasos de pressão.....	19
2.2.3 – Tensões em vasos de pressão .....	22
<i>2.3 - Códigos de projeto de vasos de pressão.....</i>	<i>29</i>
2.3.1 – ASME Seção VIII.....	30
2.3.2 – Norma inglesa BS-5500.....	34

2.3.3 – Normas alemãs A. D. Merkblatt.....	35
2.4 - <i>Teste hidrostático</i> .....	36
2.4.1 – Função do teste hidrostático.....	36
2.4.2 – Teste hidrostático de fábrica .....	38
2.4.3 – Teste hidrostático periódico.....	38
2.5 - <i>Normas API 579/ASME FFS1 e BS-7910</i> .....	38
2.5.1 – Norma API 579/ASME FFS1 .....	38
2.5.2 – Norma BS-7910.....	41
<b>3 - MATERIAIS E MÉTODOS .....</b>	<b>45</b>
3.1 - <i>Equipamento</i> .....	45
3.2 - <i>Software</i> .....	46
3.3 - <i>Metodologia empregada de acordo com a Norma API 579/ASME FFS1</i> .....	47
3.4 - <i>Metodologia empregada de acordo com a Norma BS 7910</i> .....	52
<b>4 - RESULTADOS E DISCUSSÃO .....</b>	<b>58</b>
4.1 - <i>Avaliação de solda longitudinal sem trinca utilizando o API 579/ASME FFS1</i> 59	
4.2 - <i>Avaliação de solda longitudinal com trinca utilizando a BS 7910</i> .....	62
<b>5 - CONCLUSÕES .....</b>	<b>66</b>
<b>6 - SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS.....</b>	<b>68</b>
<b>7 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>69</b>

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Tensões residuais desenvolvidas próximo à superfície de uma peça esmerilhada [Marques <i>et al.</i> (2007)]. .....	5
Figura 2.2 - Sistema de três barras de aço baixo carbono [Marques <i>et al.</i> (2007)]. .....	6
Figura 2.3 - Aquecimento da barra central [Marques <i>et al.</i> (2007)]. .....	6
Figura 2.4 - Variação da tensão em função da temperatura na barra 2 [Zeemann <i>et al.</i> (2001)]. 7	
Figura 2.5 - Distribuição de tensões residuais tipo I em uma seção de um eixo [Pitella (2003)]. 9	
Figura 2.6 - Representação das tensões residuais do tipo II [Donato (1999)]. .....	10
Figura 2.7 - Representação das tensões residuais tipo III [Donato (1999)]. .....	10
Figura 2.8 - Redução do nível de tensão devido à presença de tensão residual de compressão [Ogata (2003)]. .....	11
Figura 2.9 - Representação da superposição linear dos efeitos da contração (C), resfriamento superficial mais intenso (R) e transformações metalúrgicas (T) [Estefen <i>et al.</i> (2008)]. .....	13
Figura 2.10 - Efeito de um campo de tensões residuais na tensão resultante em um componente mecânico [Hoppe (2002)]. .....	14
Figura 2.11 - Perfil típico de tensões residuais após tratamento de <i>shot peening</i> [Pedrosa (2007)]. .....	15
Figura 2.12 - Alívio térmico de tensões residuais [Zeemann]. .....	16
Figura 2.13 - Representação de um vaso de pressão de uma unidade de processo e alguns dos seus componentes [Martins (2008)]. .....	19
Figura 2.14 - Surgimento das tensões primárias de membrana e flexão e sua variação ao longo da espessura [Santos (2006)]. .....	24



Figura 2.15 - Representação esquemática da distribuição de tensões através da seção [Norma BS-7910 (2005)].	25
Figura 2.16 - Representação esquemática da distribuição de tensões através da seção [Norma BS-7910 (2005)].	26
Figura 2.17 - Vasos de pressão com costado cilíndrico [JORNALCANA <sup>®</sup> (2008)].	27
Figura 2.18 - Tensões longitudinais representadas por $S_1$ .	28
Figura 2.19 - Tensões circunferenciais representadas por $S_2$ .	28
Figura 3.1 - Interface inicial do software CRACKWISE <sup>®</sup> .	46
Figura 3.2 - Limites de $R_r$ em função de $T_P$ [API 579/ASME FFS1 (2007)].	49
Figura 3.3 - Tela inicial com as informações de projeto.	53
Figura 3.4 - Definição da geometria do componente e definição do tipo de dano.	54
Figura 3.5 - Geometria do defeito.	54
Figura 3.6 – Tabela de dados da curva de resistência ao rasgamento $J - R$ [API 579/ASME FFS1 (2007)].	57
Figura 4.1 - Perfil da distribuição de tensões residuais através da espessura em solda duplo V longitudinal.	60
Figura 4.2 - Perfil da distribuição de tensões residuais através da espessura em solda duplo V longitudinal para $T_P$ igual a 80%.	61
Figura 4.3 - Perfil da distribuição de tensões residuais através da espessura em solda duplo V longitudinal para $T_P$ igual a 100%.	62
Figura 4.4 - Curva FAD para condição de operação antes da realização do TH.	63
Figura 4.5 - Curva FAD para condição de operação após a realização do TH.	64
Figura 4.6 - Redução da tensão residual em função da profundidade de trinca.	65

## LISTA DE ABREVIATURAS

$A$  – Parâmetro usado para determinar parte do auto-equilíbrio da distribuição de tensões através da parede

$a$  – Profundidade do defeito

API – *American Petroleum Institute*

ASME – *American Society of Mechanical Engineers*

AWS – *American Welding Society*

$B$  – Parâmetro usado para determinar parte do auto-equilíbrio da distribuição de tensões através da parede

$B$  – Espessura do material

BS – *British Standard*

B&PV – *Boiler and Pressure Vessel*

$C$  – Parâmetro usado para determinar parte do auto-equilíbrio da distribuição de tensões através da parede

$C_T$  – Coeficiente de um modelo de material utilizado na análise de rasgamento

$c$  – Metade do comprimento do defeito

$D$  – Parâmetro usado para determinar parte do auto-equilíbrio da distribuição de tensões através da parede

$D$  – Profundidade durante tratamento de *shot peening*

$dA$  – Elemento de área

$dM$  – Elemento de momento

$E$  – Parâmetro usado para determinar parte do auto-equilíbrio da distribuição de tensões através da parede

ECA – *Engineering Critical Assessment*

F – Tensões de pico

FAD – *Failure Assessment Diagram*

FFS – *Fitness For Service*

HIC – Trincas induzida por hidrogênio (*Hydrogen Induced Crack*)

I – Corrente de soldagem usada (A)

$J_T$  – Valor da Integral  $J$  na análise de rasgamento

K – Fator de tensão residual

L – Comprimento do vaso

NR – Norma Regulamentadora

$n$  – Eficiência de soldagem

$n_T$  – Expoente de encruamento

P – Pressão interna do vaso

$P_b$  – Tensão primária de flexão

$P_m$  – Tensão primária de membrana

PMTA – Pressão máxima de trabalho admissível

PSV – *Pressure safety valve*

Q – Tensões secundárias

$\hat{Q}$  – Densidade de energia de soldagem

$\dot{q}$  – Energia de soldagem linear

R – Raio interno do equipamento

$R_m$  – Raio médio

$R_r$  – Fator de alívio das tensões residuais

$\hat{R}$  – Parâmetro de proporcionalidade do raio em relação à espessura

$r$  – Raio principal do casco cilíndrico

$S_1$  – Tensão longitudinal em corpo cilíndrico

$S_2$  – Tensão circunferencial em corpo cilíndrico

$S_C$  – Tensão circunferencial em vaso de pressão cilíndrico

$S_C$  – Tensão longitudinal em vaso de pressão cilíndrico

SOHIC – Trinca induzida por hidrogênio orientada por tensão (*Stress Oriented Hydrogen Induced Crack*)

$t$  – Espessura de parede

$T_p$  – Tensão de membrana circunferencial nominal devido ao teste de pressão como percentual da tensão de escoamento efetiva

TCMax – Tensão Compressiva Máxima

TH – Teste Hidrostático

TS – Tensão Superficial

TTMax – Tensão Trativa Máxima

TWI – *World Centre for Materials Joining Technology*

$u$  – Velocidade de soldagem ( $mm/s$ )

$V$  – Tensão de soldagem ( $V$ )

$x$  – Posição definida através da espessura

$y$  – Posição definida ao longo da superfície

$W$  – Comprimento da chapa

$w$  – Largura da solda

$\Delta a$  – Incremento de trinca

$\theta$  – Temperatura

$s_i^r$  – Parcela de tensão residual na superfície interna excluindo as componentes de membrana e flexão

$s_o^r$  – Parcela de tensão residual na superfície externa excluindo as componentes de membrana e flexão

$\sigma$  – Tensão atuante em um elemento

$\sigma_e$  – Limite de escoamento

$\sigma_{mc,t}$  – Tensão de membrana circunferencial nominal devido ao teste de pressão

$\sigma_l$  – Tensão residual longitudinal ao cordão de solda

$\sigma_t$  – Tensão residual transversal ao cordão de solda

$\sigma_{ys}$  – Tensão de escoamento mínima especificada

$\sigma_m^r$  – Componente de membrana normalizada de tensão residual

$\sigma_b^r$  – Componente de flexão normalizada de tensão residual

$\sigma_{ys}^r$  – Magnitude da tensão de escoamento efetiva

$\sigma^r(y)$  – Distribuição de tensão residual ao longo da superfície

$\sigma^r(\zeta)$  – Distribuição de tensão residual através da espessura de parede do equipamento

$\zeta$  – Localização normalizada definida através da espessura de parede do componente para definir a distribuição de tensão residual

$\theta$  – Ângulo paramétrico para identificar posição ao longo de um defeito elíptico

$\int_A$  – Integral de área

## RESUMO

O presente trabalho tem como objetivo avaliar se a sobrecarga provocada por teste hidrostático promove alívio mecânico das tensões residuais em soldas de vasos de pressão com e sem a presença de defeitos tipo trinca. Os estudos concentraram-se, principalmente, em avaliar os efeitos benéficos e deletérios dos testes hidrostáticos periódicos. A proposta de trabalho considerada foi efetuar a avaliação de soldas duplo V longitudinal em costado cilíndrico de um vaso de pressão específico. Inicialmente a avaliação foi realizada considerando uma solda sem a presença de trincas utilizando o procedimento do anexo E da Norma API 579/ASME FFS1. Em seguida, a solda foi considerada com a presença de trinca e submetida ao procedimento de avaliação da Norma BS 7910 mediante emprego do simulador CRACKWISE®. Na primeira situação foram obtidos e comparados três gráficos que representam o perfil da distribuição de tensões residuais através da espessura para fatores de alívio de tensões residuais diferentes. Na segunda situação o simulador gerou dois relatórios de avaliação com duas curvas FAD para profundidades de trinca variando de 5 a 15 mm, sendo uma para a condição de operação do equipamento sem ser submetido ao teste hidrostático e a outra após o equipamento ter sido submetido ao teste. Verificou-se que a sobrecarga provocada pelo teste hidrostático não alivia as tensões residuais na solda sem trinca. Por outro lado, foi verificado o alívio de tensões residuais na solda com a presença de trinca. Entretanto, a última situação está limitada à determinação de um tamanho máximo de trinca admissível dado que descontinuidades podem se tornar críticas ao longo da vida do equipamento.

## ABSTRACT

This work deals to assess if the overload caused by hydrostatic test favors mechanical relief of residual stresses in weld of pressure vessel with and without presence of crack like flaw. The studies focus mainly on assessing the beneficial and deleterious effects of periodic hydrostatic test. Evaluation of double V-groove seam welds in specific cylindrical pressure vessel was considered proposed work. Assessment was initially conducted in weld without the presence of crack using the procedure of Annex E from Standard API 579/ASME FFS1. Then weld was found with the presence of crack and subjected to the assessment procedure from Standard BS 7910 by CRACKWISE<sup>®</sup> simulator. In the first situation were obtained and compared three graphs that represent profile of distribution of residual stresses through thickness to different relief factors of residual stresses. In the second situation simulator generated two evaluation reports with two FAD curves for crack depth range of 5 to 15 mm, being first to condition operating that equipment without being subjected to the hydrostatic test and other after equipment has been subjected to the test. It was found that overload caused by hydrostatic test does not relieve the residual stresses in weld without crack. On the other hand, it was found relief of residual stresses in weld with the presence of crack. However, latter situation is limited by determining a permissible maximum size of crack since discontinuities may become critical during equipment life.

## 1 - INTRODUÇÃO

Diversos ramos industriais têm manifestado sua preocupação com a integridade estrutural dos seus equipamentos de processo, dentre eles os vasos de pressão. Estes equipamentos armazenam fluidos pressurizados e precisam exercer suas funções sem risco garantindo a continuidade operacional das plantas industriais. Devido à sua importância para as plantas de processo, ao seu grande risco e ao elevado custo de aquisição é preciso que sejam submetidos a inspeções rigorosas periódicas, acompanhadas de uma avaliação de integridade estrutural auxiliada por ensaios não-destrutivos. Nesse ínterim, aparecem os testes hidrostáticos utilizados como ferramenta para avaliar a integridade estrutural de vasos de pressão.

Os testes hidrostáticos são procedimentos realizados em equipamentos pressurizados, geralmente utilizando água como fluido de teste, objetivando verificar a presença de vazamentos e a garantia de integridade estrutural do equipamento. A realização desses testes é exigida através de códigos de fabricação de vasos de pressão e por alguns países através de normas nacionais. Os códigos de fabricação obrigam que seja realizado um teste hidrostático após a fabricação do equipamento, o qual é conhecido como TH de fábrica. Alguns países obrigam que o teste hidrostático seja realizado como ferramenta de inspeções periódicas, o qual é denominado de TH periódico. No Brasil, o TH periódico é um requisito legal exigido pela Norma Regulamentadora NR-13.

Entretanto, existe muita discussão quanto aos benefícios e efeitos deletérios da realização de teste hidrostático, principalmente aqueles utilizados como ferramentas em inspeções periódicas. Os TH periódicos são na maioria das vezes realizados com o mesmo nível de pressão utilizado no TH de fábrica, as quais são superiores às pressões de operação e projeto. Desta forma, essas condições podem favorecer a propagação crítica de defeitos levando a ocorrência de ruptura catastrófica ou acontecer o crescimento subcrítico de descontinuidades sem que seja percebido após a realização do ensaio. Além disso, surgem os questionamentos quanto aos benefícios do TH periódico realizado nas mesmas condições que



o TH de fábrica, dentre eles o alívio de tensões da estrutura. Nesse sentido, cresce a preocupação da comunidade de engenharia de inspeção de equipamentos quanto à realização dos testes hidrostáticos.

Assim, este trabalho tem como objetivo avaliar se a sobrecarga provocada por um teste hidrostático promove alívio mecânico das tensões residuais em soldas de vasos de pressão com e sem a presença de defeitos tipo trinca. Com isso pretende-se ratificar os efeitos da realização do TH em relação à distribuição de tensões na estrutura.

A proposta de trabalho concentra-se na avaliação de soldas duplo V longitudinal em costado cilíndrico de um vaso de pressão específico. Inicialmente a avaliação será realizada em solda sem a presença de trincas utilizando os procedimentos da Norma API 579/ASME FFS1. Em seguida, considerar a solda com a presença de trincas e aplicar os procedimentos de avaliação da Norma BS 7910 mediante emprego do simulador CRACKWISE®.

Dentro do vasto campo da análise de integridade estrutural de equipamentos industriais e no centro das discussões de engenheiros de inspeção em relação aos benefícios e malefícios do TH, existem poucos estudos publicados aplicados para vasos de pressão. Estes fatores e a importância desses equipamentos para a operação das plantas industriais é a motivação para o desenvolvimento deste trabalho.

Durante o desenvolvimento dos estudos será realizada uma revisão da literatura de assuntos relevantes para a compreensão da proposta de trabalho. Com isso, serão abordados temas relacionados às tensões residuais de soldagem, finalidades e projeto de vasos de pressão, os principais códigos de projeto de vasos de pressão, testes hidrostáticos e uma descrição sucinta das Normas API 579/ASME FFS1 e BS 7910.

Em seguida, serão abordados os materiais e metodologias utilizados para atender a proposta de trabalho através do tratamento de informações do equipamento objeto de estudo, do software utilizado e das metodologias empregadas pelas Normas API 579/ASME FFS1 e BS 7910. Além disso, serão apresentadas as discussões e os resultados baseando-se na revisão da literatura e nos dados obtidos através das metodologias empregadas. Por último, seguem as principais conclusões do trabalho e as recomendações para desenvolvimento de trabalhos futuros.

## **2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

### **2.1 - Tensões residuais em soldagem**

#### **2.1.1 – Definição**

As tensões residuais induzidas por soldagem tem se tornado um fenômeno de grande preocupação de engenheiros durante a avaliação de integridade estrutural de componentes soldados em equipamentos como vasos de pressão e tubulações. As normas que estabelecem critérios para este tipo de avaliação têm exigido a aquisição de dados mais precisos sobre o estado das tensões residuais favorecendo uma análise mais realista de sua atuação nos componentes.

Tensões residuais são aquelas que permanecem em um componente na ausência de forças externas e/ou gradientes de temperatura. Elas são introduzidas no material durante os processos de manufatura de um equipamento ou partes deste.

A união de peças através de soldagem é um dos processos que pode introduzir tensões residuais nos componentes. As regiões aquecidas durante um processo de soldagem por fusão provocam um aquecimento localizado da peça que desenvolve uma tendência a se dilatar. No entanto, a dilatação é restringida por partes adjacentes da peça que estão em menores temperaturas, favorecendo o desenvolvimento de deformações elásticas e plásticas no material aquecido. A deformação plástica localizada é uma condição para o desenvolvimento de algumas tensões residuais em um objeto. A plasticidade é caracterizada por deformações irreversíveis que ocorrem em um material quando certo nível de tensões é alcançado.

Considerando a presença de tensões residuais na ausência de carregamentos externos, essas tensões estão auto-equilibradas. Portanto, segundo Masubuchi (1980), o sistema composto por essas tensões tem força e momento resultantes nulos para uma dada seção da peça, obedecendo às seguintes equações:

$$\int_A \sigma \cdot dA = 0 \quad (2.1)$$

$$\int_A dM = 0 \quad (2.2)$$

De acordo com Marques *et al.* (2007), este auto-equilíbrio restringe a forma de distribuição de tensões residuais ao longo de uma seção da peça. Com isso, qualquer perturbação do sistema como remoção de material, aplicação de carregamentos térmicos ou mecânicos, altera seu estado causando uma redistribuição das tensões de tal forma que o equilíbrio seja alcançado novamente.

### **2.1.2 – Origens e fontes das tensões residuais**

As tensões residuais presentes nos materiais e componentes de equipamentos têm suas origens durante a fabricação na qual os processos introduzem tensões nas estruturas fabricadas. Segundo Dong (2008), uma condição necessária e suficiente para o desenvolvimento de tensões residuais em um componente é a presença de deformação plástica localizada. A deformação plástica localizada pode resultar de gradiente de temperaturas elevadas e gradiente de deformação. Assim as tensões residuais podem ser classificadas quanto às suas origens em mecânicas, térmicas e metalúrgicas.

As tensões residuais de origem mecânica são provenientes dos processos de deformação mecânica que causam deformações plásticas em camadas superficiais do componente. Estes processos são encontrados durante as etapas de fabricação dos componentes, tais como: fundição, forjamento, laminação, trefilação, soldagem, jateamento, retificação, usinagens, etc. Pode-se citar como exemplo o processo de esmerilhamento que causa o escoamento plástico do material próximo à superfície, introduzindo tensões residuais nesta região da peça. Para este caso, ocorre o aparecimento de tensões compressivas junto à superfície assim como mostrado na figura 2.1:

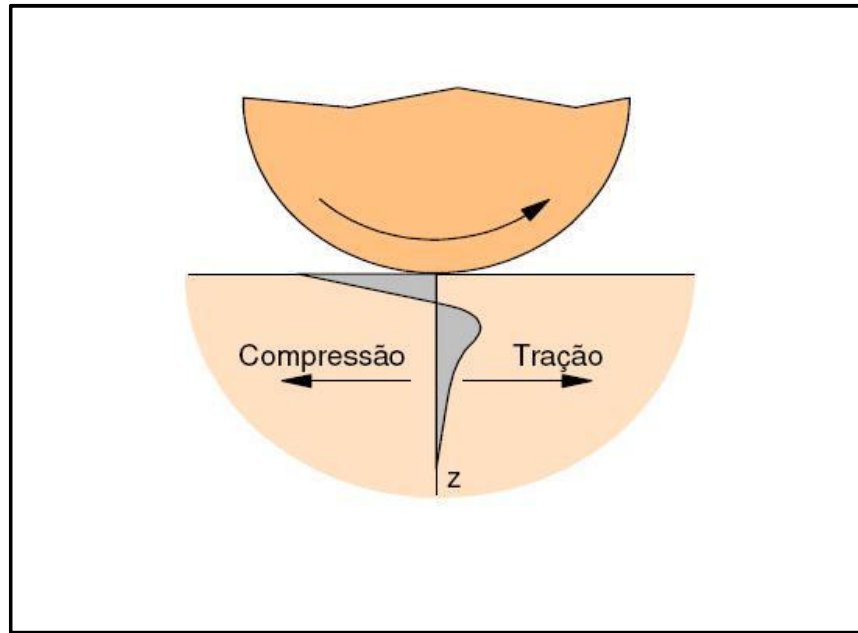


Figura 2.1 - Tensões residuais desenvolvidas próximo à superfície de uma peça esmerilhada [Marques *et al.* (2007)].

As tensões residuais de origem térmica são introduzidas no material quando este é submetido a uma variação de temperatura não uniforme e não pode se expandir ou contrair livremente durante o aquecimento ou resfriamento. Isto é o que ocorre durante o processo de soldagem dos componentes de uma estrutura. Segundo Leggatt (2008), a restrição de uma junta soldada pode ser descrita como a resistência à expansão e contração térmica livres do material aquecido.

De acordo com Marques *et al.* (2007), se um objeto for aquecido e resfriado de modo uniforme e não existirem restrições às suas variações dimensionais de tal forma que não resultem em efeitos mecânicos relevantes no componente, este não deverá apresentar tensões residuais e distorções.

Para exemplificar o aparecimento de tensões residuais de origem térmica, será considerado o caso clássico da analogia da barra aquecida. Considere um sistema constituído por três barras de aço baixo carbono (1, 2 e 3) engastadas em suas extremidades em suportes fixos de mesmo material das barras, como mostrado na figura 2.2.

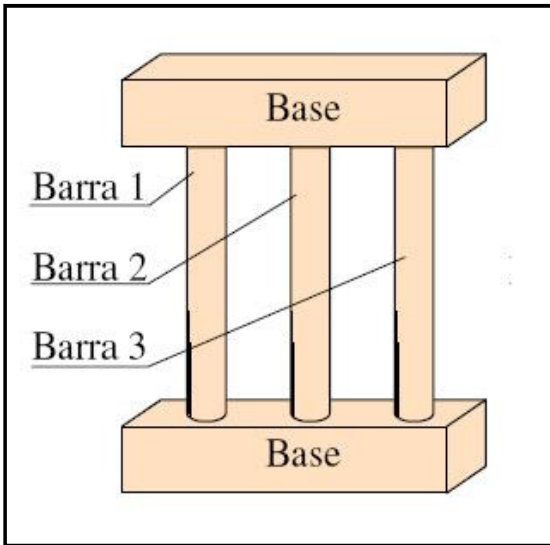


Figura 2.2 - Sistema de três barras de aço baixo carbono [Marques *et al.* (2007)].

Admita agora que a barra central (2) seja aquecida enquanto que as barras das extremidades sejam mantidas à temperatura ambiente, como representa a figura 2.3.

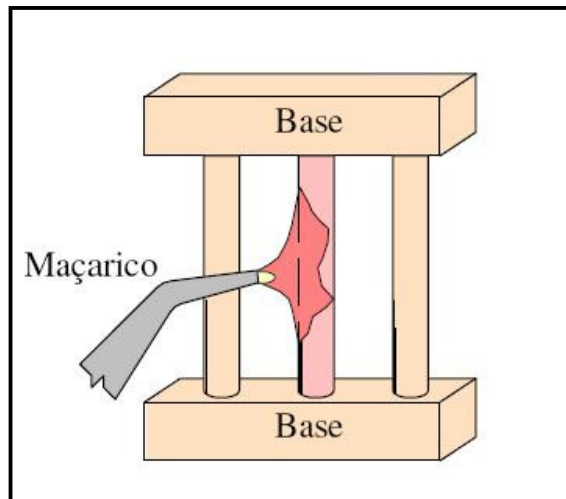


Figura 2.3 - Aquecimento da barra central [Marques *et al.* (2007)].

Desta forma a barra 2 tenderá a se dilatar, mas será restringida pelas outras através das bases. Com isso, tensões de compressão se desenvolverão na barra 2 e tensões de tração nas barras 1 e 3. O perfil de evolução da tensão longitudinal média em função da temperatura pode ser traçado, assim como ilustra a figura 2.4.

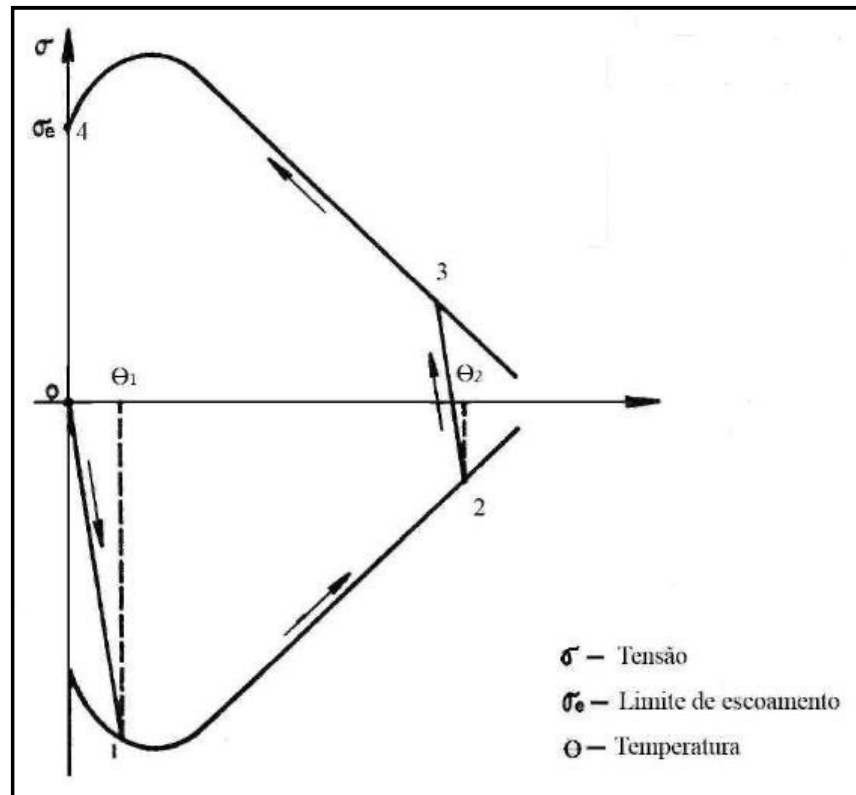


Figura 2.4 - Variação da tensão em função da temperatura na barra 2 [Zeemann *et al.* (2001)].

No início do aquecimento, antes da temperatura alcançar o ponto 1, as tensões e deformações resultantes da dilatação da barra 2 serão elásticas, mantendo as barras do sistema com comprimentos aproximadamente iguais. Assim, a dilatação térmica tem de ser compensada por deformações elásticas.

Com o aumento da temperatura, as tensões na barra 2 também aumentam atingindo o seu limite de escoamento no ponto 1. Acima da temperatura deste ponto, a barra 2 passa a se deformar plasticamente absorvendo sua dilatação térmica.

As curvas  $\sigma_e$  indicam a variação do limite de escoamento com a temperatura. Observe que o limite de escoamento diminui com o aumento da temperatura do ponto 1 ao 2 (figura 2.4). Desta maneira, o valor da tensão na barra 2 tende a reduzir à medida que a sua temperatura aumenta e a barra fica sobre uma maior deformação plástica. Nesse trecho do gráfico, a plastificação impede o estabelecimento de tensões superiores ao limite de escoamento da barra e  $\theta_2$  é a temperatura máxima atingida.

O aquecimento é interrompido no ponto 2 a partir do qual começa o resfriamento, submetendo a barra 2 à uma contração. Portanto, a tensão diminui, muda de sinal e atinge o limite de escoamento sob tração no ponto 3. Durante o resfriamento, as tensões de tração atuam na barra 2 até alcançar o limite de escoamento no ponto 4. Entre os pontos 3 e 4 a contração térmica é absorvida por deformação plástica, impedindo que a tensão na barra ultrapasse o limite de escoamento.

No final do resfriamento, à temperatura ambiente, na tentativa da barra 2 contrair, ela submeterá as outras duas barras às tensões residuais compressivas. Assim, a barra 2 fica submetida às tensões de tração e de magnitude próximo ao limite de escoamento do material e as barras 1 e 3 ficam submetidas às tensões de compressão para manter o equilíbrio de forças do sistema.

A evolução da discussão apresentada anteriormente foi bastante simplificada. Alguns fenômenos foram desprezados, como por exemplo, a fluência do material e a variação do módulo de elasticidade e do coeficiente de dilatação térmica com a temperatura. Além disso, a variação do limite de escoamento com a temperatura foi considerada com a mesma configuração, tanto à tração quanto à compressão.

As tensões residuais de origem metalúrgica aparecem nos componentes devido à transformação de fase da austenita para ferrita, perlita, bainita ou martensita. Esta transformação ocorre com aumento de volume. Com isso, o material aquecido numa junta soldada que sofre transformação de fase, ou seja, da zona fundida e da zona termicamente afetada, tende a se expandir devido ao aumento de volume. No entanto, essa expansão será restringida pelo restante do material frio e não transformado, pelo menos na direção longitudinal, favorecendo a formação de tensões residuais na área que sofreu transformação.

### **2.1.3 – Tipos de tensões residuais**

É possível agrupar as tensões residuais em três tipos principais. Segundo trabalho de Nunes (2008), as tensões residuais são divididas de acordo com sua magnitude e a porção afetada de material, tais como: tensões residuais macroscópicas ou do tipo I, tensões residuais microscópicas do tipo II e tensões residuais microscópicas do tipo III.

As tensões residuais macroscópicas ou do tipo I são aquelas que agem sobre no mínimo vários grãos do material. Elas se prolongam por grandes distâncias em relação ao tamanho do grão do material, favorecendo que as deformações originadas sejam uniformes em muitos grãos da superfície. Com isso, elas se equilibram por todo o corpo do objeto. Segundo Pitella (2003), elas assumem o estado de equilíbrio com o conjunto de tensões residuais do componente ou com cargas aplicadas externamente e, qualquer alteração do componente, como a retirada de material ou o surgimento de uma nova superfície, exige um rearranjo das tensões para que uma nova configuração de equilíbrio seja atingida, assim como ilustrado na figura 2.5:

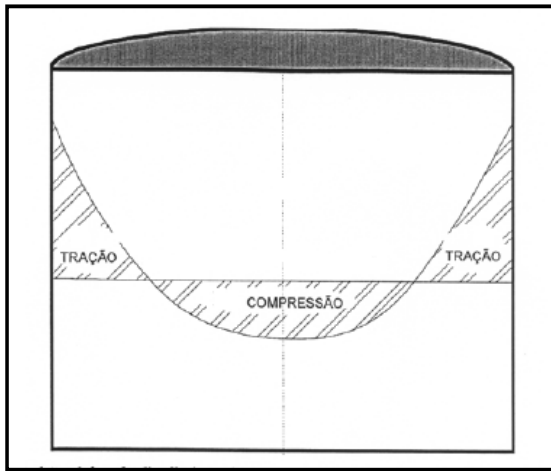


Figura 2.5 - Distribuição de tensões residuais tipo I em uma seção de um eixo [Pitella (2003)].

As tensões residuais microscópicas do tipo II são tensões microestruturais que cobrem a distância de um grão ou parte de um grão e, portanto, estão associadas ao domínio cristalino do material. Devido à dimensão microscópica, a região de influência no equilíbrio destas tensões se estende a um número pequeno de grãos. Esses tipos de tensões podem ocorrer, por exemplo, entre fases que têm diferentes propriedades físicas ou entre partículas precipitadas, tais como inclusões e a matriz, assim como representa a ilustração da figura 2.6.



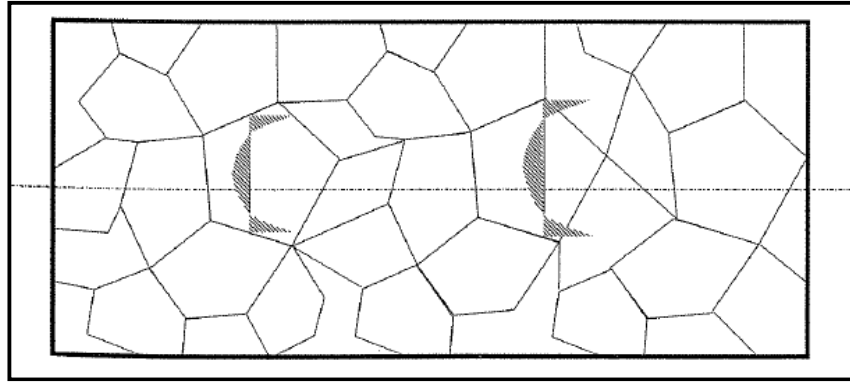


Figura 2.6 - Representação das tensões residuais do tipo II [Donato (1999)].

Tensões residuais microscópicas do tipo III são tensões micro-localizadas as quais ocorrem em distâncias atômicas dentro de um grão e são equilibradas sobre uma pequena parte do mesmo. O equilíbrio ocorre desta maneira, pois as tensões surgem devido a um ou mais deslocamentos de imperfeições da rede cristalina, assim como representa a figura 2.7.

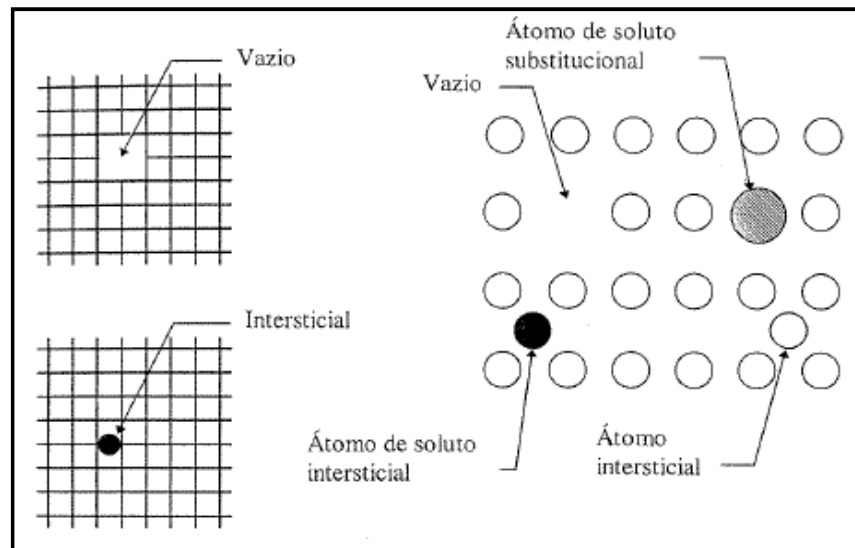


Figura 2.7 - Representação das tensões residuais tipo III [Donato (1999)].

#### 2.1.4 – Efeito das tensões residuais

As tensões residuais introduzidas nos componentes de equipamentos se somam às suas tensões de serviços, podendo ser benéficas ou prejudiciais do ponto de vista da avaliação de integridade estrutural. De acordo com a AWS (2001), os efeitos das tensões residuais são

significantes se fraturas podem ocorrer em níveis baixo de tensões aplicadas. Uma sobrecarga que produz escoamento induz tensões residuais em um componente, podendo ser consideradas favoráveis às futuras cargas agindo na mesma direção da sobrecarga e desfavoráveis às cargas futuras atuando em direção oposta.

Quando as tensões residuais são prejudiciais à integridade estrutural de componentes, elas podem levar a ocorrência de falhas. Segundo Tao *et al.* (2000), as tensões residuais devido a soldagem afetam o desempenho de uma estrutura soldada, tais como resistência à deformação, resistência à fratura frágil e a vida em fadiga. Cita, ainda, que isto é importante para estimar a distribuição de tensões residuais de soldagem e seus efeitos sobre as estruturas soldadas. Além disso, conforme Arai *et al.* (1995), a tensão residual é aceita como uma das causas responsáveis por trincas de corrosão sob tensão na região de solda de vasos de pressão e sistemas de tubulações. Destaca, ainda, que a tensão residual também afeta o crescimento de trincas de fadiga sob relativamente cargas externas de baixo ciclo na zona de material degradada devido ao aquecimento de soldagem.

As tensões residuais também podem ser benéficas para a integridade de estruturas. Existem alguns casos em que elas são introduzidas nos componentes para melhorar o desempenho destas estruturas. Isto é possível quando os campos de tensões resultantes apresentam um valor máximo ou o valor de tensão média menor do que apresentaria apenas com o carregamento externo, como observado na figura 2.8.

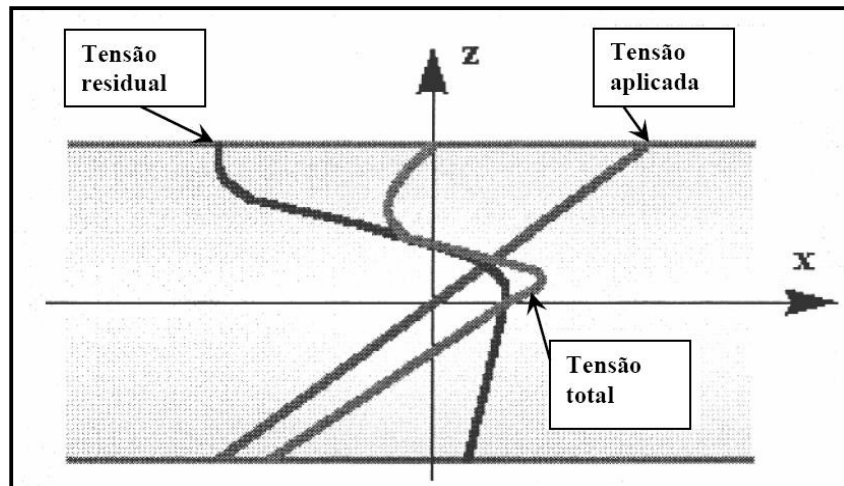


Figura 2.8 - Redução do nível de tensão devido à presença de tensão residual de compressão [Ogata (2003)].

De acordo com Martins *et al.* (2004), as tensões residuais podem melhorar o desempenho dos materiais frente às agressividades do meio externo e reduzir as falhas por fadiga. Tomando como exemplo o mecanismo de fadiga, a vida em fadiga de um componente e sua integridade estrutural pode melhorar através da introdução de tensões residuais compressivas em sua superfície. Isto reduz a iniciação de trincas devido à diminuição do valor efetivo das tensões de tração necessárias para a nucleação e crescimento de trincas de fadiga.

### **2.1.5 - Superposição das diversas fontes de tensões residuais**

As tensões residuais classificadas em relação às suas origens, como citado anteriormente, não atuam de forma independente uma das outras em um determinado componente. Elas atuam simultaneamente de tal forma que pode ocorrer a superposição de suas diversas fontes. Assim, pode ser notada a complexidade do estudo da distribuição das tensões residuais presentes em uma estrutura.

A figura 2.9 ilustra a superposição linear dos efeitos da contração no resfriamento de regiões diferentemente aquecidas e plastificadas durante uma operação de soldagem, do resfriamento superficial mais intenso de uma junta soldada estabelecendo um gradiente de temperatura ao longo da largura e da espessura da solda, e das transformações metalúrgicas. Esta representação é para a variação das tensões residuais transversais ( $\sigma_t$ ) à direção do cordão de solda.

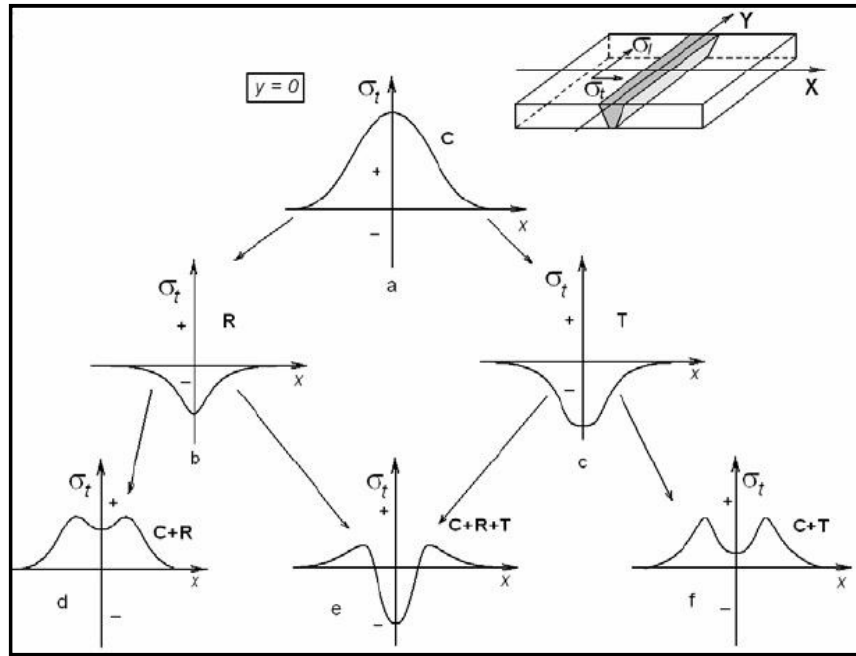


Figura 2.9 - Representação da superposição linear dos efeitos da contração (C), resfriamento superficial mais intenso (R) e transformações metalúrgicas (T) [Estefen *et al.* (2008)].

Quanto ao princípio da superposição da tensão aplicada e tensão residual, Hoppe (2002) cita que pode ser descrito da seguinte maneira: tendo uma amostra submetida a uma tensão residual, caracterizada por  $\sigma_{\text{residual}}$  em uma região de um plano de tensão definido, superpondo-se uma tensão aplicada ( $\sigma_{\text{aplicada}}$ ), a tensão efetiva com a qual a amostra é solicitada é dada por:

$$\sigma_{\text{resultante}} = \sigma_{\text{aplicada}} + \sigma_{\text{residual}}$$

Isto é representado através da figura 2.10, a qual mostra o efeito de um campo de tensões residuais na tensão resultante em um componente mecânico. As situações (a), (b) e (c) ilustram casos de componentes com tensão residual trativa em sua superfície e a aplicação de uma tensão de trabalho, resultando em uma tensão real no material maior que a tensão aplicada. A situação (d) representa um componente com tensão residual compressiva em sua superfície e a aplicação de uma tensão de trabalho trativa, resultando em uma tensão real no material menor que a tensão aplicada.

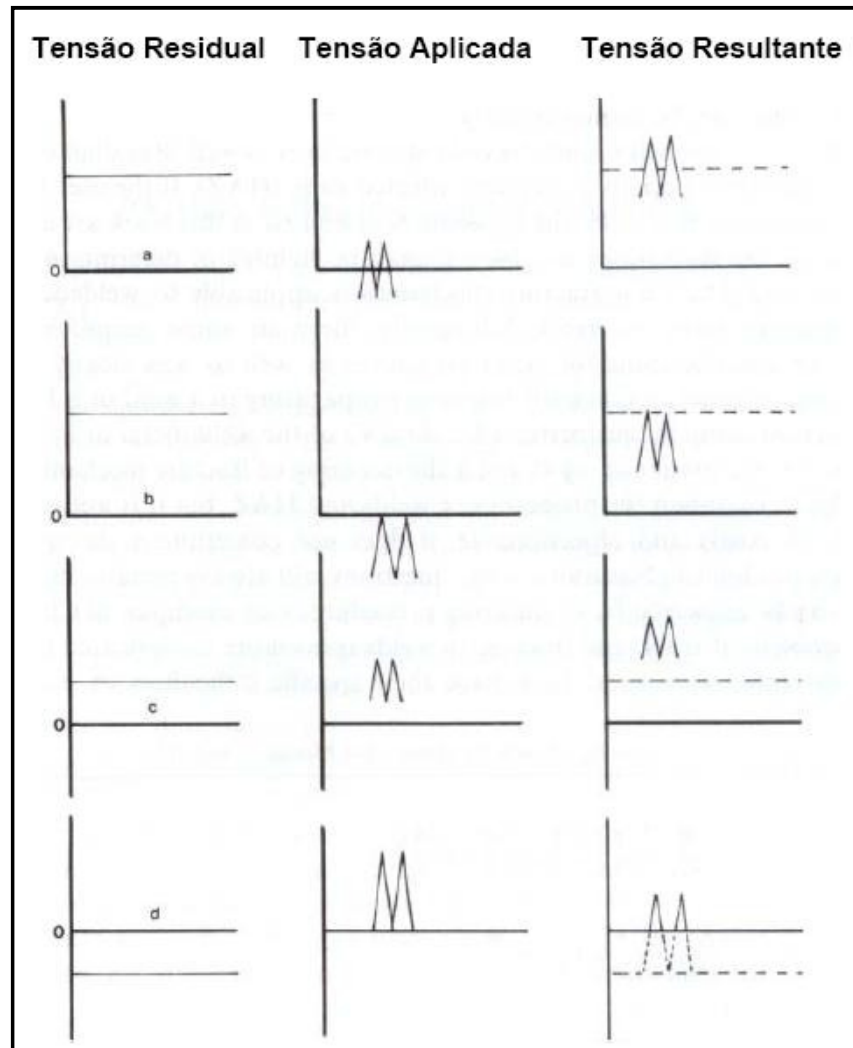


Figura 2.10 - Efeito de um campo de tensões residuais na tensão resultante em um componente mecânico [Hoppe (2002)].

### 2.1.6 – Métodos de alívio das tensões residuais

Existem métodos que podem reduzir as tensões residuais presentes em componentes de estruturas. Estes métodos podem ser classificados em mecânicos e térmicos.

Os métodos mecânicos normalmente utilizados são subdivididos naqueles realizados por sobrecarga e por vibração. Os métodos térmicos geralmente são subdivididos em tratamento realizado no interior de fornos, tratamento através de aquecimento interno da estrutura e tratamentos térmicos localizados.

O método mecânico realizado por sobrecarga consiste, basicamente, de um aumento gradativo de um carregamento até um valor pré-determinado, suficientemente para promover a transformação de deformações elásticas em deformações plásticas necessárias para conseguir o alívio de tensões de uma estrutura e, posteriormente, a redução gradual do mesmo carregamento. Uma das suas principais desvantagens é o risco de ruptura frágil em estruturas soldadas devido à presença de elevado nível de tensões residuais, defeitos e estruturas metalúrgicas desfavoráveis. Podem ser citados como exemplos, a pressurização de vasos de pressão através de teste hidrostático e tratamento através de *shot peening*. Observe uma representação do tratamento *shot peening* na figura 2.11. De acordo com Pedrosa (2007), este é o perfil típico de tensão residual obtido após tratamento por *shot peening* e suas variações com a profundidade em relação à superfície. Assim, observa-se a existência de quatro parâmetros, são eles: a tensão medida na superfície chamada de tensão superficial (TS); a tensão compressiva máxima (TCMax) que é o máximo valor medido das tensões compressivas induzidas e que normalmente são encontradas próximo à superfície; tensão trativa máxima (TTMax) que é o máximo valor da tensão trativa induzida que compensa a tensão compressiva na camada superficial, de tal forma que o componente permaneça em equilíbrio; profundidade (D) é o ponto no qual a tensão compressiva cruza o eixo de tensão neutra e se torna trativa.

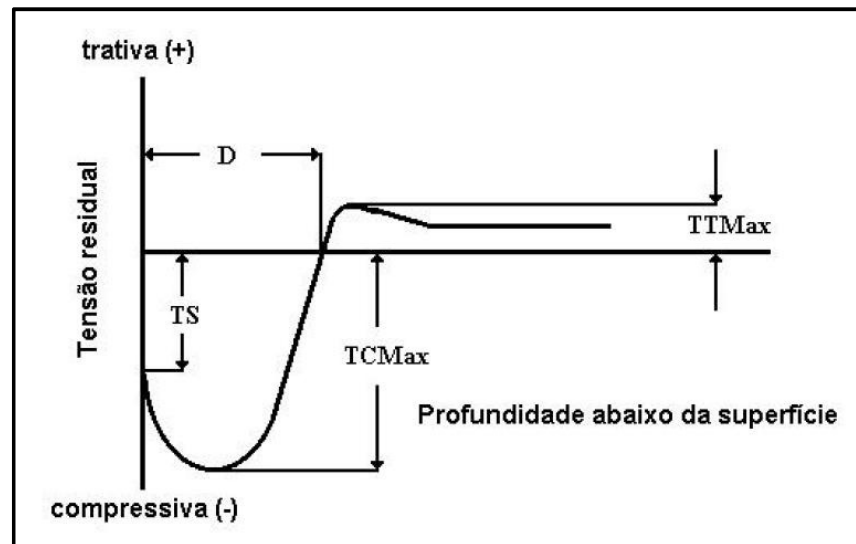


Figura 2.11 - Perfil típico de tensões residuais após tratamento de *shot peening* [Pedrosa (2007)].

O método mecânico realizado por vibração consiste na geração de vibrações de ressonância na estrutura através da utilização de dispositivos vibradores. A frequência de vibração é aumentada de forma gradual até o componente entrar em ressonância sendo mantido durante um determinado número de ciclos. Esse processo com interrupções durante cada ressonância é realizado até atingir o limite de frequência superior do vibrador. Na etapa seguinte, o processo anterior é repetido sem as interrupções em cada ressonância. É um método de alívio de tensões residuais semelhante ao realizado por sobrecarga.

Os métodos térmicos para alívio de tensões consistem, basicamente, em aquecer uniformemente o componente de tal forma que o limite de escoamento do material fique reduzido a valores inferiores ao nível de tensões residuais, favorecendo a ocorrência de deformações plásticas e, conseqüentemente, a redução do nível destas tensões. Isto pode ser observado na figura 2.12.

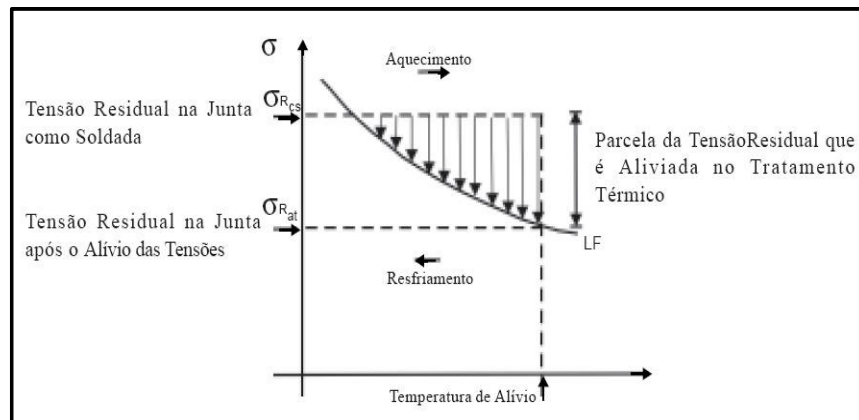


Figura 2.12 - Alívio térmico de tensões residuais [Zeemann].

Para o método térmico realizado no interior de fornos, algumas variáveis merecem especial atenção, pois precisam ser rigidamente controladas. Estas variáveis são: taxa de aquecimento, temperatura de tratamento, tempo de permanência nesta temperatura e taxa de resfriamento.

No método térmico realizado por aquecimento interno, a estrutura a ser tratada termicamente funcionará como um forno. Nesses casos o sistema de aquecimento é composto por maçaricos a óleo diesel ou queimadores de gás. Alguns fatores deverão ser cuidadosamente controlados para garantir a segurança e eficiência do processo, tais como:

isolamento térmico da estrutura, controle da temperatura de sua superfície metálica e sustentação da estrutura.

O método de tratamento térmico localizado será realizado em situações específicas, onde não se possa realizar o tratamento térmico no interior de fornos ou por aquecimento interno. Algumas dessas situações podem ser citadas, como por exemplo, estruturas de grandes dimensões, soldagem de estruturas que exigem tratamento térmico no campo e reparos de solda em estruturas que já foram aliviadas termicamente. Neste caso, o gradiente térmico deve ser cuidadosamente controlado para evitar que não seja gerado um novo estado de tensão.

## **2.2 - Vasos de pressão**

### **2.2.1 – Definição e finalidades de vasos de pressão**

Os vasos de pressão são designados como equipamentos de processo em diversos ramos industriais, como por exemplo: refinarias, indústrias química, petroquímica, alimentares, farmacêuticas, siderúrgicas, etc. De um modo geral, entende-se como vasos de pressão os reservatórios estanques, de qualquer tipo, dimensões ou finalidades e que contenham um fluido pressurizado.

De acordo com o Código ASME – *Boiler and pressure vessel code* (2004), vasos de pressão são todos os reservatórios, de qualquer tipo, dimensões ou finalidades, não sujeitos a chama, que contenham qualquer fluido em pressão manométrica igual ou superior a  $1,02\text{Kg}/\text{cm}^2$  ou submetidos à pressão externa.

Os vasos de pressão são equipamentos muito importantes em unidades de processo e são empregados com o objetivo de atender pelo menos as seguintes finalidades:

- Armazenamento de gases sob pressão, podendo-se acumular uma grande massa de gás num volume relativamente pequeno;
- Acumulação intermediária de líquidos e gases, pois existem sistemas onde há necessidade de acúmulo desses fluidos entre etapas do processo;
- Processamento de líquidos e gases, pois vários processos necessitam ser realizados em ambientes pressurizados.

Diante disso, esses equipamentos precisam de um maior grau de confiabilidade durante sua operação, necessitando de uma série de cuidados especiais no seu projeto e



fabricação. Eles ficam submetidos a um longo período de campanha sem paradas para manutenção e inspeção, constituem uma seqüência contínua de equipamentos em uma unidade operacional, manuseiam fluidos perigosos ou em condições perigosas e têm um custo unitário elevado. Portanto, um vaso de pressão representa um papel fundamental na continuidade operacional do processo, grande risco para as unidades de processo e um alto investimento.

Segundo Telles (1996), os vasos de pressão constituem não só os equipamentos mais importantes da maioria das indústrias de processo, como também são geralmente os itens de maior tamanho, peso e custo unitário nessas indústrias, representando em média 60% do custo total de materiais e equipamentos de uma unidade de processo. A figura 2.13 representa um vaso de pressão de uma unidade de processo e alguns de seus componentes.

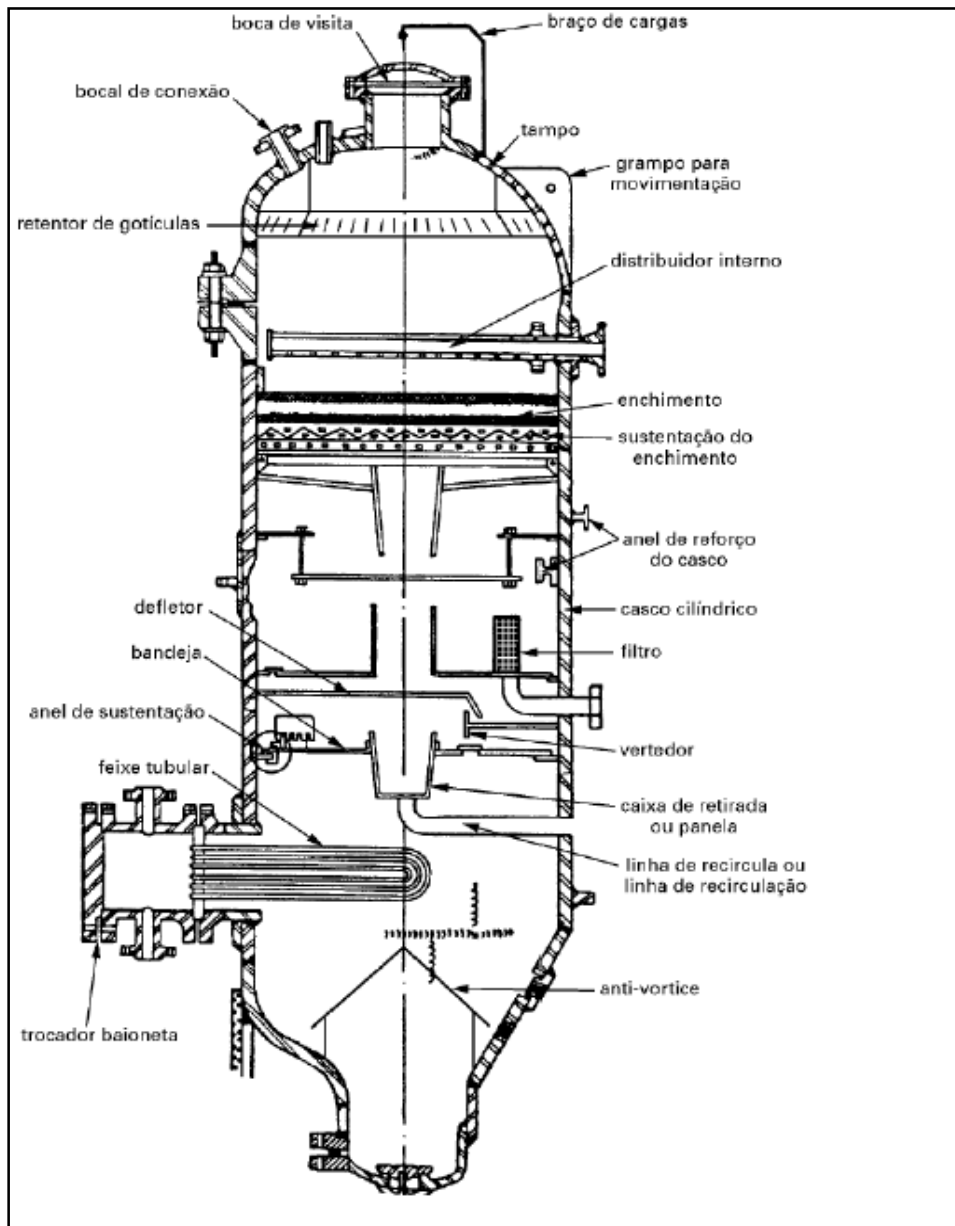


Figura 2.13 - Representação de um vaso de pressão de uma unidade de processo e alguns dos seus componentes [Martins (2008)].

### 2.2.2 – Projeto de vasos de pressão

O projeto de vasos de pressão é uma atividade complexa, pois a grande maioria desses equipamentos é fabricada por encomenda e, portanto, tendo que atender requisitos específicos para cada caso. O projeto, a fabricação e a montagem de vasos de pressão são executados

através de etapas sequenciadas e específicas para cada situação. De uma maneira geral, o projeto de vasos de pressão pode ser dividido nas seguintes etapas segundo Telles (1996):

- Definição dos dados gerais de projeto;
- Projeto de processo do vaso;
- Projeto térmico;
- Projeto mecânico;
- Projeto das peças internas;
- Acompanhamento do projeto;
- Emissão da “requisição do material” e do “pedido de compra”;
- Julgamento das propostas e colocação da “ordem de compra”;
- Compra da matéria-prima pelo projetista e pelo usuário do vaso;
- Projeto para a fabricação;
- Fabricação do vaso;
- Inspeção (controle de qualidade);
- Montagem no campo;
- Supervisão de montagem;
- Testes especiais e pré-operação.

Estas etapas são normalmente realizadas durante o projeto de vasos de pressão, não sendo obrigatório seguir necessariamente a ordem citada e nem todos os itens. O projetista deve escolher a ordem e os itens que lhe for mais conveniente de acordo com sua necessidade.

A definição dos dados gerais de projetos é composta por um conjunto de informações que abordam as condições locais onde será instalado um vaso e a aquisição de dados específicos de cada cliente. Estes dados devem ser preservados, pois são consultados durante a elaboração do projeto de instalação do vaso. De acordo com Telles (1996), os dados gerais de projeto normalmente utilizados podem ser enumerados a seguir:

- Normas que serão utilizadas;
- Tempo de vida útil mínimo;
- Definição do tipo de vaso;
- Requisitos para materiais;
- Condições climáticas e meteorológicas do local de operação do vaso;
- Limitações da área disponível;

- Dimensões e peso máximo para transporte;
- Definição do idioma e do sistema de unidades a serem utilizados no projeto.

Além desses, outros dados podem ser adicionados de acordo com a necessidade de cada caso, tais como: condições e facilidades de montagem no local de operação, altitude do local de instalação, dados do subsolo, etc.

Os dados de processo do vaso estão relacionados às informações de processo da unidade industrial que servem como base para determinação das condições operacionais do vaso de pressão. As propriedades químicas dos fluidos de processo, temperatura, pressão e vazão na entrada e saída dos fluidos, volume e condições limites de operação são exemplos de dados de processo.

A etapa de projeto térmico é utilizada quando o vaso de pressão fizer parte de um trocador de calor. Então, alguns itens inerentes a esses tipos de equipamentos devem ser considerados, como por exemplo: áreas de troca de calor, número e arranjos de casco, tipos e dimensões de tubos de troca térmica, componentes do trocador de calor (serpentinhas, espelhos, chicanas, defletores e outros), etc.

O projeto mecânico aborda as informações necessárias para a definição e cálculo de dados relacionados à estrutura de vasos de pressão, podendo os seguintes ser citados como exemplo: dimensões do vaso, seleção e especificação de materiais, características das juntas soldadas, tipos de tampos, seleção de normas, cálculo estrutural, definição da pressão máxima de trabalho admissível, definição da localização de acessórios e componentes, etc.

O projeto de peças internas é uma etapa específica utilizada apenas no projeto de equipamentos que necessitem de componentes internos para atender as necessidades de processo. Com isso, esta fase depende dos dados de processo e do projeto de processo para realizar o projeto das peças internas. Isto é usualmente feito para o projeto de componentes como bandejas, geralmente encontradas em torres de fracionamento, retificação, destilação e reatores.

O acompanhamento do projeto é uma atividade que deve ser realizada desde o início do projeto até sua conclusão. É um acompanhamento gerencial de todas as atividades que tem a finalidade de garantir a qualidade, os prazos e os custos das tarefas desenvolvidas. Os documentos de projeto elaborados durante sua execução devem ser submetidos e aprovados pelo usuário do equipamento.

Entende-se por emissão de “requisição de material” e do “pedido de compra” todos os documentos necessários para a compra do equipamento e que devem ser submetidos aos fabricantes interessados na construção do equipamento. Em seguida é realizado o julgamento das propostas emitidas pelos fabricantes onde é selecionado o fabricante e é realizado o pedido de compra. É importante ressaltar que durante o julgamento das propostas os principais fatores abordados são de natureza técnica e econômica.

A compra de matéria-prima é uma etapa que depende da disponibilidade dos fornecedores de determinados materiais. Existem materiais que possuem um prazo de entrega muito longo devido a fatores como: grande demanda para poucos fornecedores e material importado. Portanto, é necessário realizar a compra antecipada desses materiais para garantir sua disponibilidade na data prevista para início da construção do equipamento.

O projeto para fabricação é uma fase que complementa a etapa de projeto mecânico através da adição de novos dados. Essas informações são mais detalhadas e estão relacionadas, principalmente, aos procedimentos de soldagem, definição de tolerâncias, determinação das características de transporte e montagem, localização de componentes e acessórios, dentre outros.

A construção propriamente dita do equipamento inicia-se na fase de fabricação do vaso. Equipamentos de dimensões pequenas são construídos na fábrica e transportados até o local de instalação. Isto não se aplica para vasos de grandes dimensões devido, principalmente, à dificuldade do transporte do equipamento inteiro. Com isso, esses equipamentos são construídos através da montagem de seções ou blocos fabricados separadamente e transportados ao local de instalação. Nesse momento, ocorrem simultaneamente as etapas de inspeção, montagem no campo e supervisão da montagem.

Concluindo as etapas de projeto, seguem os testes especiais e a pré-operação para verificação do atendimento do equipamento aos parâmetros de operação, segurança e funcionamento estabelecidos no projeto.

### **2.2.3 – Tensões em vasos de pressão**

As equações que governam a análise de tensões em componentes de vasos de pressão são obtidas através de simplificações consideradas para distribuição de tensões e deslocamentos, os tipos de carregamentos aplicados, geometria do componente e características do material. Isso favorece a obtenção de equações mais simples facilitando sua

resolução numérica ou analítica para os casos analisados. Para melhor entendimento das equações que serão mostradas adiante, será necessário definir alguns termos, como por exemplo, tensões admissíveis, coeficiente de segurança, tensões de membrana e flexão, tensões locais e tensões gerais.

Entende-se por tensões admissíveis as tensões máximas adotadas para o dimensionamento das partes constituintes de um vaso de pressão. É sabido que essas tensões devem ser menores que os limites de resistência e escoamento do material em uma dada temperatura. Em temperaturas menores que a temperatura de fluência, as tensões admissíveis se relacionam com o limite de escoamento ou limite de resistência do material. Por outro lado, em temperaturas acima da temperatura de fluência, essas tensões são influenciadas pelo comportamento à fluência do material, no qual é fundamental o conhecimento da taxa de deformação na temperatura dada e o tempo para ocorrência da falha.

O coeficiente de segurança é a relação entre o limite de escoamento ou o limite de resistência e a tensão admissível de um determinado material. O coeficiente de segurança é utilizado para prevenir, principalmente, as incertezas associadas às propriedades dos materiais, aos carregamentos aplicados e aos esforços internos durante uma análise de estruturas.

As tensões de membrana e flexão estão presentes nas paredes de equipamentos como os vasos de pressão devidos à pressão e esforços localizados como ilustrado na figura 2.14. Elas são tensões normais sendo que, as tensões de membrana atuam uniformemente distribuídas nas seções das paredes e as tensões de flexão variam linearmente em relação ao eixo neutro da seção transversal da parede do vaso. Ainda existem as tensões gerais, provenientes de carregamento uniforme tal como pressão, que podem atuar uniformemente ao longo de toda a parede do equipamento e as tensões locais que podem atuar de forma localizada numa determinada região, como por exemplo, as tensões de bocas de visitas, bocais e conexões.

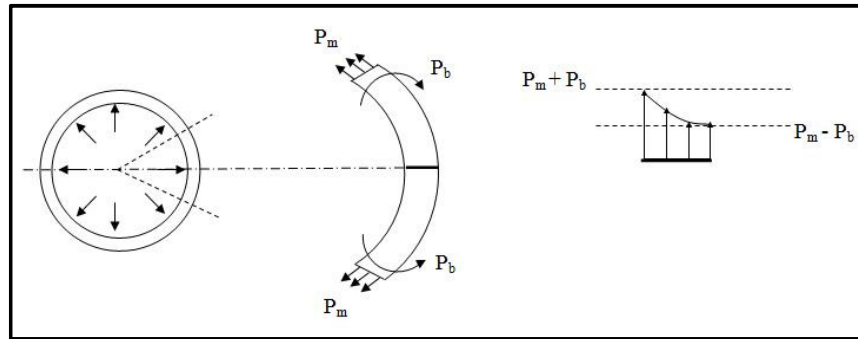


Figura 2.14 - Surgimento das tensões primárias de membrana e flexão e sua variação ao longo da espessura [Santos (2006)].

Alguns códigos de projetos estabelecem uma classificação de tensões em categorias. As categorias de tensões determinadas por esses códigos são classificadas em tensões primárias, tensões secundárias e tensões de pico.

As tensões primárias são aquelas causadas por carregamentos mecânicos impostos, necessárias para satisfazer as leis de equilíbrio da estrutura. Essas tensões podem ser subdivididas em tensões primárias gerais e tensões primárias locais.

As tensões primárias gerais de membrana ( $P_m$ ) e tensões primárias de flexão ( $P_b$ ) são aquelas necessárias para equilibrar as forças mecânicas interna e externa, não considerando as tensões oriundas de concentrações e descontinuidades. Diferentemente das tensões residuais, essas tensões não são auto-limitantes e causam grandes deformações quando ultrapassam limite de escoamento do material, podendo levá-lo à ruptura. Para exemplificar, as tensões causadas por pressão e peso próprio do equipamento são classificadas como tensões primárias gerais de membrana e as tensões causadas por pressão em região esférica de tampos conformados de vasos de pressão são consideradas como tensões primárias de flexão. Observe a ilustração da figura 2.15:

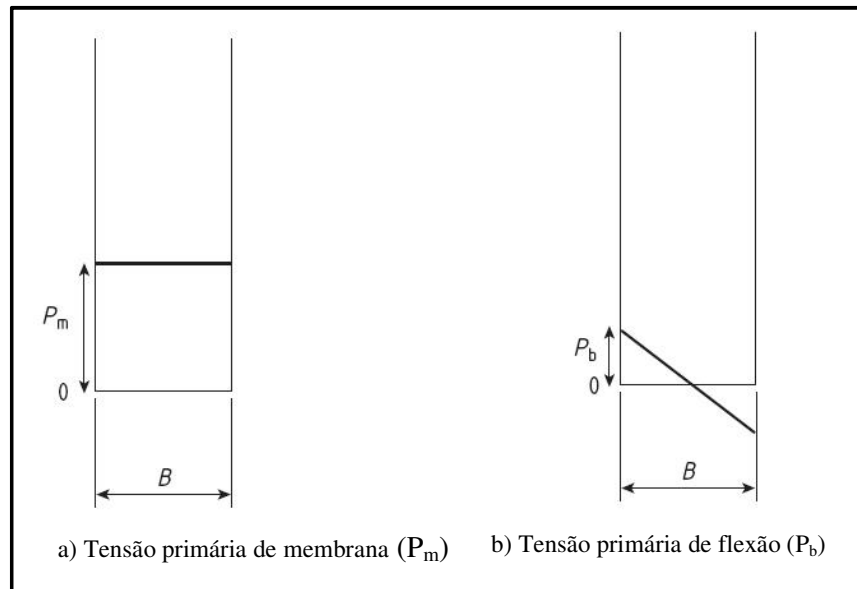


Figura 2.15 - Representação esquemática da distribuição de tensões através da seção [Norma BS-7910 (2005)].

Já as tensões primárias locais de membrana ( $P_L$ ) são produzidas de forma localizada por carregamentos mecânicos interno ou externo e não são auto-limitantes. Um típico exemplo dessas tensões são aquelas causadas por pressão em descontinuidades estruturais ou em locais de mudança de geometria do equipamento.

As tensões secundárias ( $Q$ ) são aquelas originadas por restrições a deslocamentos e rotações em regiões de descontinuidades, com a principal característica de ser auto-limitante. Pequenas deformações provocam redução dessas tensões que, de um modo geral, não causam falhas em equipamentos. Elas são bastante superiores às tensões primárias em regiões afastadas dos locais de descontinuidades. As tensões residuais de soldagem são bons exemplos para esses tipos de tensões. Observe a representação da figura 2.16:



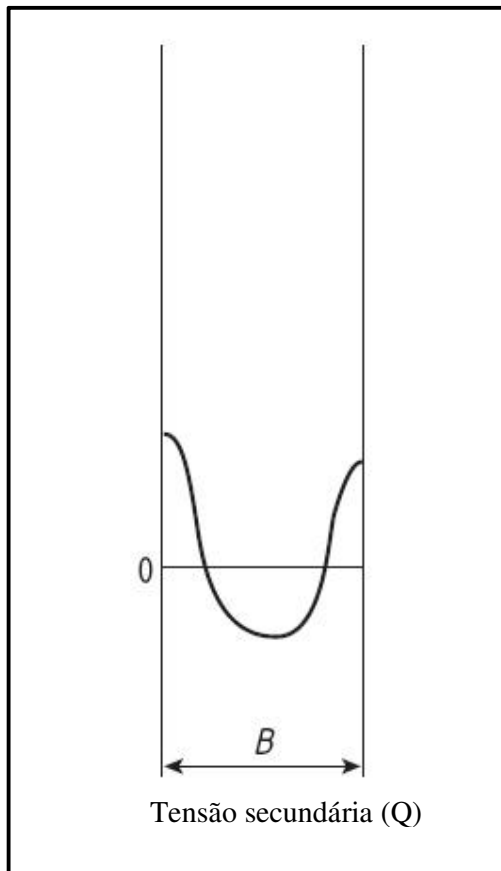


Figura 2.16 - Representação esquemática da distribuição de tensões através da seção [Norma BS-7910 (2005)].

As tensões de pico (F) são aquelas de comportamento incremental, cuja principal característica é que elas não geram nenhuma deformação previsível. Como exemplo, pode-se citar as tensões oriundas de concentrações e descontinuidades geométricas.

Em virtude do objeto de estudo deste trabalho ser um costado cilíndrico de vasos de pressão, analisaremos apenas as tensões que atuam em um corpo cilíndrico quando submetidos à pressão, obedecendo ao equilíbrio de forças. A figura 2.17 apresenta um exemplo de um vaso de pressão com costado cilíndrico.



Figura 2.17 - Vasos de pressão com costado cilíndrico [JORNALCANA<sup>®</sup> (2008)].

De acordo com análise de tensões para uma casca cilíndrica, as tensões atuam nas direções longitudinal e circunferencial em corpos desse formato. Portanto, temos tensões longitudinal e circunferencial. Quando submetidos a uma pressão interna, as tensões longitudinais tendem a romper o cilindro segundo sua seção transversal e, as tensões circunferenciais tendem a romper o cilindro segundo sua geratriz. Elas estão representadas nas figuras 2.18 e 2.19.

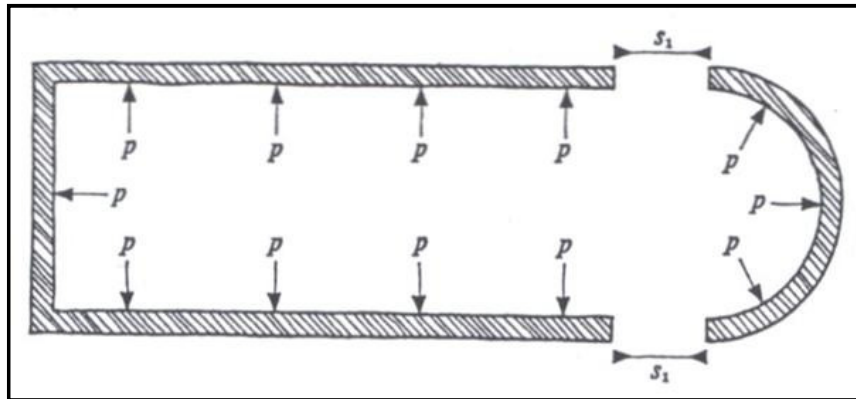


Figura 2.18 - Tensões longitudinais representadas por  $S_1$ .

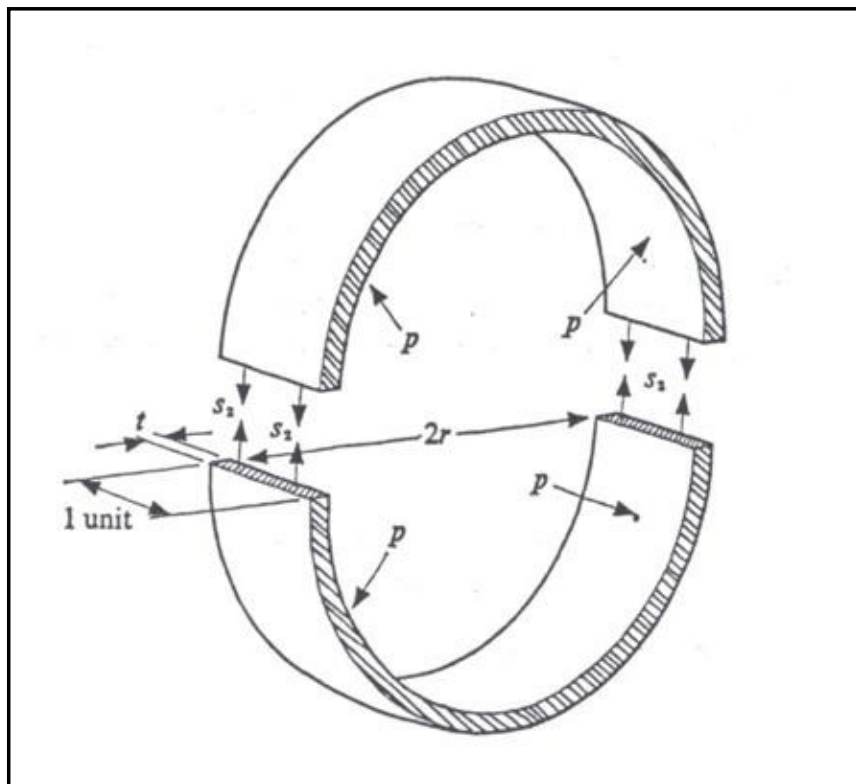


Figura 2.19 - Tensões circunferenciais representadas por  $S_2$ .

Assim, dado o equilíbrio de forças, as forças devidas à pressão interna são iguais às forças que atuam nas paredes do cilindro. Desta forma, as tensões podem ser calculadas baseando-se nas expressões matemáticas seguintes:

- Tensões circunferenciais ( $S_C$ )

$$S_C = \frac{\text{Força de separação}}{\text{Área resistente}}$$

$$S_C = \frac{P \cdot D \cdot L}{2 \cdot t \cdot L}$$

$$S_C = \frac{P \cdot R}{t} \quad (2.3)$$

De acordo com ASME (2004), seção VIII, divisão 1, as tensões circunferenciais são definidas da seguinte forma:

$$S = \left( \frac{P \cdot R}{t} \right) + 0,6 \cdot P \quad (2.4)$$

- Tensões longitudinais ( $S_L$ )

$$S_L = \frac{\text{Força de separação}}{\text{Área resistente}}$$

$$S_L = \frac{P \cdot \left( \frac{\pi \cdot D^2}{4} \right)}{\pi \cdot D \cdot t}$$

$$S_L = \frac{P \cdot R}{2 \cdot t} \quad (2.5)$$

Segundo a ASME (2004), seção VIII, divisão 1, as tensões longitudinais são definidas da seguinte forma:

$$S = \left( \frac{P \cdot R}{2 \cdot t} \right) - 0,4 \cdot P \quad (2.6)$$

Observem que as tensões circunferenciais têm magnitude duas vezes superior às tensões longitudinais e, portanto, são as mais críticas.

### 2.3 - Códigos de projeto de vasos de pressão

A falta de padronização de critérios para projeto e fabricação de vasos de pressão associado aos graves acidentes ocorridos com estes equipamentos durante o século passado, motivaram a criação e definição de critérios para projeto, fabricação e inspeção desses equipamentos objetivando, principalmente, a garantia de segurança durante operação de plantas industriais. Com isso, começaram a surgir os códigos de projeto estabelecendo metodologia e critérios seguros para projeto, fabricação e inspeção de vasos de pressão.

Existem vários códigos voltados para projeto e fabricação de vasos de pressão em todo mundo, mas o mais comumente utilizado no Brasil é o Código ASME – *American Society of Mechanical Engineers*, em sua seção VIII. Além desses, existem mais dois adotados em menor escala no país, o Código BS-5500 da *British Standard* e o conjunto de normas alemãs A. D. Merkblatt. Portanto, este trabalho traz uma abordagem sobre esses códigos em virtude de serem os mais conhecidos na indústria nacional.

### 2.3.1 – ASME Seção VIII

O Código americano ASME tem a tarefa de estabelecer critérios para que as metodologias de projeto, fabricação, montagem, inspeção e testes realizados em caldeiras e vasos de pressão possam oferecer condições operacionais seguras e redução e controle da deterioração destes equipamentos. Ele é dividido em onze seções, dentre as quais a seção VIII que estabelece as regras para construção de vasos de pressão.

A seção VIII – *Rules for Construction of Pressure Vessels* – trata de vasos de pressão não sujeitos a chama e se divide em três versões.

- Divisão 1 – Projeto padrão
- Divisão 2 – Projeto alternativo
- Divisão 3 – Projeto alternativo para construção de vasos de alta pressão

A Divisão 1 é o projeto convencional e caracterizado como a versão mais conservadora, sendo a mais utilizada no Brasil e no mundo. Ela adota soluções analíticas já conhecidas para o dimensionamento de vasos com detalhes padronizados para a geometria dos seus componentes. Segundo Hutchinson (2005), na Divisão 1 simplesmente são definidas fórmulas para cálculo de tensões gerais atuantes que, por sua vez, são comparadas a uma tabela de tensões admissíveis. Portanto, não há critérios para análises de tipos de tensões atuantes nem de plastificação, o material é simplesmente considerado como trabalhando abaixo do limite de proporcionalidade.

O escopo de trabalho da Divisão 1 dedica-se aos seguintes equipamentos:

- Equipamentos não sujeitos à chama;
- Equipamentos que não façam parte de componentes rotativos ou alternativos, tubulações ou transporte de produtos;

- Equipamentos com pressão interna maior ou igual a 15psi e inferior a 3000psi;
- Equipamentos com diâmetro interno maior ou igual a 6in (152,4mm);
- Equipamentos não destinados à ocupação humana.

Fazem parte também do escopo de trabalho da Divisão 1 os evaporadores e os trocadores de calor onde há geração de vapor e outros vasos que eventualmente ou em conjunto com outros processos possa haver geração de vapor, desde que atendam aos itens citados anteriormente e aos requisitos do Código ASME Seção I.

A Divisão 1 adota como critério de projeto a teoria da máxima tensão de ruptura. Este é atribuído a Rankine, o qual identifica nas máximas tensões normais (tensões principais) as causas de colapso estrutural. De acordo com ASME (2004), em sua seção VIII, Divisão 1, a espessura de parede de um vaso de pressão dimensionado de acordo com as regras estabelecidas nesta divisão deve ser tal que a tensão máxima primária de membrana, resultante dos carregamentos a que esteja sujeito o equipamento durante sua operação normal, não exceda o limite de tensão admissível do material do vaso e que, excetuando-se alguns casos especiais os carregamentos a que esteja sujeito o vaso, não provoquem uma tensão primária de membrana mais flexão superior a 1,5 da tensão máxima admissível do vaso.

Os critérios desta divisão estão relacionados à pressão interna do equipamento. Considerando que os vasos de pressão devam resistir aos esforços aos quais são submetidos, como por exemplo, pressão interna ou externa, pesos, sobrecarga, reações de apoio, ação de ventos, impactos e etc., e que o código apenas fornece equações em função da pressão interna ou externa, o cálculo para as outras solicitações ficam a critério do projetista. Além disso, o código dedica-se apenas ao dimensionamento para pressões nos componentes principais, não possuindo uma metodologia para a avaliação destes componentes submetidos às tensões resultantes de esforços localizados tais como cargas de suportes de sustentação, suportes de acessórios e cargas de bocais devidas aos esforços de tubulações.

É oportuno salientar que a Divisão 1 também apresenta uma metodologia para determinação da temperatura mínima de projeto necessária para evitar a fratura frágil. Esta temperatura é obtida em função da tensão atuante, das espessuras requeridas e da nominal, da corrosão e do material.

A divisão 1 do Código ASME Seção VIII está estruturada da seguinte forma:

- Subseção A – Requisitos gerais;

- Subseção B – Requisitos aplicáveis em função do método de fabricação;
- Subseção C – Requisitos aplicáveis em função do tipo de material;
- Apêndices obrigatórios;
- Apêndices não obrigatórios.

A Divisão 2 está baseada em um projeto alternativo caracterizado por adotar critérios de projeto, fabricação, montagem e testes mais rigorosos e tensões superiores às adotadas pela Divisão 1. O critério de projeto estabelece uma classificação de tensões para diversas combinações de carregamento, análise de fadiga para equipamentos submetidos a cargas cíclicas e gradientes térmicos e adota projeto alternativo baseado na avaliação de tensões em descontinuidades geométricas. De acordo com Hutchinson (2005), na Divisão 2 as tensões são calculadas de maneira que possam ser separadas e enquadradas nos tipos previsto pelo código. Ainda cita que esta classificação é de fundamental importância, uma vez que dependendo do tipo de tensão o valor admissível será diferente.

O escopo de trabalho da Divisão 2 dedica-se a todos os vasos de pressão, sem limite de pressão máxima, inclusive os vasos instalados em embarcações e os vasos sujeitos a chama, desde que não façam parte do escopo das Seções I, III e IV do Código ASME.

A Divisão 2 adota como critério de projeto a teoria da máxima tensão de cisalhamento. Esta teoria é atribuída à Tresca e identifica as tensões tangenciais críticas como a causa do colapso estrutural. O critério de Tresca é de fácil aplicação e adequado para análise de fadiga.

Como citado anteriormente, a Divisão 2 adota tensões maiores que as da Divisão 1, favorecendo a obtenção de menores espessuras e menor peso do equipamento. Entretanto, para garantir um grau de segurança equivalente ou maior, é necessária uma série de exigências adicionais de projeto, cálculo, materiais, fabricação e inspeção. Isto pode levar a custos mais elevados, de tal maneira que nem sempre compensa a economia feita em material e solda.

Na Divisão 2 os critérios são mais restritivos quanto ao tipo de material a ser utilizado. Com isso podem-se utilizar maiores valores de tensões de projeto na faixa de temperatura em que este valor é limitado pelo limite de resistência ou escoamento. Além disso, são necessários procedimentos mais precisos de cálculo para obter um menor coeficiente de segurança. Na fabricação os procedimentos são mais detalhados levando a maiores exigências nos procedimentos de soldagem e exigindo métodos mais completos de inspeção e testes.

Assim como na Divisão 1, a Divisão 2 não possui uma metodologia para avaliação dos componentes principais submetidos às tensões localizadas. Além disso, apresenta também uma metodologia para a determinação da temperatura mínima de projeto necessária para evitar a fratura frágil.

A Divisão 2 do Código ASME Seção VIII está estruturada da seguinte forma:

- Parte 1 – Requisitos gerais;
- Parte 2 – Responsabilidades e obrigações;
- Parte 3 – Requisitos de materiais;
- Parte 4 – Requisitos de regras para projeto;
- Parte 5 – Requisitos de análises para projeto;
- Parte 6 – Requisitos de fabricação;
- Parte 7 – Requisitos de exame e inspeção;
- Parte 8 – Requisitos de teste de pressão;
- Parte 9 – Proteção contra sobrepessão.

A Divisão 3 dedica-se a vasos de pressão que operam em altas pressões, consideradas para estes equipamentos acima de 10000psi. De forma semelhante à Divisão 2, adota como critério de projeto a teoria da máxima tensão de cisalhamento, classificação e análise de tensões e avaliação de fadiga, porém tratados de uma forma mais rigorosa. Assim, surge como um complemento para a Divisão 2 estabelecendo critérios adicionais para os equipamentos que operam nessa faixa de pressão.

Em se tratando da análise de fadiga, ela é mandatória para equipamentos projetados pela Divisão 3. Além disso, estabelece requisitos de materiais e prevê avaliação de mecânica da fratura no projeto. O projeto utiliza as tensões residuais benéficas, oriundas da deformação plástica causada pela pressão na parede do vaso e as espessuras são calculadas em função das tensões de cisalhamento dos materiais.

A Divisão 3 do Código ASME Seção VIII está estruturada da seguinte forma:

- Parte KG – Requisitos gerais;
- Parte KM – Requisitos de materiais;
- Parte KD – Requisitos de regras para projeto;
- Parte KF – Requisitos de fabricação;



- Parte KR – Definição da pressão de alívio;
- Parte KE – Requisitos de exame;
- Parte KT – Requisitos de testes;
- Parte KS – Marcação, carimbo, relatórios e registros;
- Apêndices obrigatórios;
- Apêndices não obrigatórios.

### 2.3.2 – Norma inglesa BS-5500

O Código de projeto BS-5500 foi elaborado pela *British Standards Institution* e dedica-se aos critérios para materiais, projeto, fabricação, inspeção e testes de vasos de pressão. De maneira semelhante à Divisão 2 do Código ASME Seção VIII, adota como critério de projeto a teoria da máxima tensão de cisalhamento, classificação e análise de tensões e avaliação de fadiga. Este código não se aplica aos equipamentos com as seguintes características:

- Tanques, vasos sem pressão e vasos para os quais as tensões calculadas são inferiores a 10% da tensão admissível do material;
- Vasos de construção especial para altas pressões;
- Vasos não estacionários (utilizados em veículos).

Esse Código apresenta procedimento de cálculo através de equações simples para as partes do vaso que apresentam algumas formas geométricas determinadas, até mesmo para espelhos e outras regiões de trocadores de calor. Além disso, em seus apêndices, apresenta metodologia para avaliação de tensões localizadas em bocais e suportes soldados e o dimensionamento de selas e suportes de apoio. Ainda nos apêndices, aborda as características típicas de soldas dos componentes principais de forma completa, incluindo os detalhes especiais utilizados para baixas temperaturas.

Em relação a materiais, as exigências e recomendações são mais rigorosas que as utilizadas pelo Código ASME. Os critérios e procedimentos adotados para operação em baixas temperaturas (abaixo de 0 °C) de aços carbono e baixa liga são em função da tensão de membrana atuante na parede do equipamento. De acordo com Provost (1982), a Norma BS 5500 faz uma distinção clara entre vasos projetados para operar abaixo de 0°C e aqueles projetados para operar acima de 0°C.

O Código inglês BS-5500 está estruturado da seguinte forma:

- Seção 1 – Parte geral;
- Seção 2 – Materiais;
- Seção 3 – Projeto;
- Seção 4 – Fabricação e Montagem;
- Seção 5 – Inspeção e testes;
- Apêndices.

### **2.3.3 – Normas alemãs A. D. Merkblatt**

O Código A. D. Merkblatter é composto por um conjunto de normas alemãs e foi elaborado pela Associação dos Construtores de Vasos de Pressão. Ele estabelece critérios para projeto das partes pressurizadas de vasos de pressão, sem limitação de suas condições.

Os procedimentos adotam equações bem simples de serem resolvidas e estão baseadas na tensão máxima de membrana. A tensão calculada em algumas partes do equipamento é corrigida através de um fator de forma, o qual considera os efeitos das concentrações de tensões.

Esse Código admite altas tensões admissíveis, sendo necessário adotar materiais de elevada qualidade e critérios extremamente rigorosos para detalhes de fabricação, inspeção, exames e testes. Os critérios estabelecidos nessas normas para materiais, soldagem, tratamento térmico e inspeção são também extremamente rigorosos. As espessuras obtidas são geralmente menores que as dos códigos citados anteriormente. Para materiais submetidos a baixas temperaturas (abaixo de  $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) são adotados critérios especiais.

Segundo Gerlach (1980), os cálculos realizados de acordo com as especificações A.D. devem ser desenvolvidos em relação à pressão de projeto, baseado na pressão admissível de serviço, na temperatura de projeto, a qual é a temperatura de serviço permissível mais uma admissível, se necessário, para aquecimento.

O Código A. D. Merkblatter está estruturado da seguinte forma:

- Série G – Parte geral;
- Série B – Projeto;
- Série HP – Fabricação e testes;

- Série S – Casos especiais;
- Série A – Acessórios;
- Série W – Materiais;
- Série N – Materiais não metálicos.

## **2.4 - Teste hidrostático**

### **2.4.1 – Função do teste hidrostático**

As indústrias de petróleo, química, petroquímica e nuclear são as que mais demandam pela aplicação do teste hidrostático devido à grande quantidade de vasos de pressão e tubulações que fazem parte dos equipamentos de suas plantas industriais.

O teste hidrostático (TH) é aquele em que o equipamento a ser testado é submetido a uma pressão cujo valor é acima da condição normal de operação. Ele é aplicado em equipamentos industriais pressurizados como vasos de pressão, tanques e tubulações, sendo realizado com o equipamento fora de operação. No Brasil, este teste é exigido por lei para vasos de pressão de acordo com a Norma Regulamentadora NR-13 (1995) do Ministério do Trabalho e Emprego, a qual estabelece seu intervalo máximo para execução em função da categoria do equipamento.

Também conhecido como teste de pressão, o TH é realizado com a finalidade de verificar a estanqueidade e promover alívio de tensões oriundas de descontinuidades geométricas do equipamento novo antes de sua operação, verificar a integridade física do equipamento através de exames periódicos de acordo com a NR-13 (1995) e verificar a estanqueidade e promover alívio de tensões após a realização de reparos por soldagem de partes do equipamento.

De acordo com Foulds *et al.* (2004), o teste hidrostático pode fornecer um significado efetivo de identificação de vazamentos, áreas de seção fina que podem sofrer vazamentos ou rupturas durante operação e possíveis defeitos ou trincas que podem causar falhas em operação.

A água é o fluido normalmente utilizado para a realização do teste de pressão o qual é conhecido por teste hidrostático. O ar comprimido é utilizado em situações especiais, principalmente quando não é possível a utilização da água, onde é chamado de teste

pneumático. Além desses, outros fluidos podem ser utilizados, porém em menor escala. A água é a mais utilizada em virtude de apresentar características que tornam o teste pressão mais rápido e seguro, tais como: grande disponibilidade de água em plantas de processo, a baixa compressibilidade da água exige pouca energia e tempo para atingir a pressão desejada, não apresenta risco de explosão com súbita liberação de energia no caso de propagação instável de fratura durante a pressurização.

De acordo com Pereira (2004), os seguintes aspectos podem ser citados como possíveis vantagens e desvantagens da aplicação de teste hidrostático em vasos de pressão:

#### 1. Vantagens

- Verificar a estanqueidade;
- Verificar a integridade e a capacidade de resistir às condições normais de operação no momento da realização do teste;
- Alívio de tensões residuais de soldagem.

#### 2. Desvantagens

- Possibilidade de crescimento crítico de descontinuidade e colapso do equipamento seja no equipamento novo ou após ter sido colocado em operação;
- Possibilidade de crescimento subcrítico de descontinuidades aumentando o risco de segurança do equipamento sem que seja percebido;
- O TH informa apenas se houve vazamento ou não.

Segundo o Código ASME – *Boiler and Pressure Vessel Code* (2004), a aplicação do teste hidrostático é obrigatório após a fabricação do vaso de pressão o qual é normalmente chamado de teste hidrostático de fábrica. Segundo a NR-13 (1995), um TH deve ser realizado antes da entrada do equipamento em operação, no local de instalação, e deve ser realizado TH periódico em intervalos máximos estabelecidos na referida norma.

### **2.4.2 – Teste hidrostático de fábrica**

A aplicação do TH de fábrica introduz pequenas deformações localizadas no equipamento favorecendo a redistribuição das tensões residuais em regiões de mudança geométrica e, com isso, reduzindo o nível de tensões residuais. Além disso, introduz tensões elásticas de compressão em determinadas regiões.

Esses aspectos promovem o alívio de tensões em vasos de pressão e evita que o equipamento fique submetido a estados complexos de tensões. Em virtude disso, consegue-se avaliar a integridade do equipamento evitando o aparecimento de falhas relacionadas a estados de tensão. É importante salientar, que o TH de fábrica não avalia a qualidade de fabricação do equipamento visto que defeitos oriundos dos processos de fabricação podem resistir ao TH e permanecer na estrutura.

### **2.4.3 – Teste hidrostático periódico**

O TH periódico tem a função de verificar a estanqueidade e a garantia da integridade do equipamento, submetendo-o a um teste de carga superior às condições normais de operação. Com isso, espera-se que o equipamento mantenha sua operação sem que possa causar danos dentro de prazos estabelecidos. Utilizam-se, normalmente, as mesmas condições de teste utilizadas no TH de fábrica.

Existe muita discussão em relação ao TH periódico ser utilizado para garantir a integridade dos equipamentos devido à possibilidade de crescimento subcrítico de descontinuidades durante sua realização. Estas descontinuidades, na presença de um mecanismo de deterioração, podem se propagar e causar falha do equipamento dentro de sua condição normal de operação.

## **2.5 - Normas API 579/ASME FFS1 e BS-7910**

### **2.5.1 – Norma API 579/ASME FFS1**

A Norma API-579 foi desenvolvida para estabelecer as regras necessárias numa avaliação de adequação ao uso (*FSS – Fitness-for-service*) de danos normalmente encontrados em plantas industriais que contenham equipamentos pressurizados como vasos de pressão,

tubulações e tanques. Segundo a norma API 579/ASME FFS1 (2007), as avaliações de adequação ao uso são análises quantitativas de engenharia, as quais são realizadas para demonstrar a integridade estrutural de um componente em serviço contendo um dano ou defeito.

De acordo com Rastogi (2006), uma avaliação de adequação ao uso requer tanto conhecimento das condições passada do equipamento quanto uma previsão de condições de operação futura. A interação com o pessoal de operação é requerida para a obtenção desses dados.

Segundo Anderson *et. al.* (2000), as diretrizes fornecidas pela Norma API 579/ASME FFS1 podem ser usadas para tomar decisões quanto ao funcionamento de reparos realizados, assegurando que equipamentos pressurizados contendo danos que foram identificados durante uma inspeção possam continuar operando com segurança.

Os procedimentos e métodos dessa norma são utilizados como suplemento e argumento para os requisitos no API 510, API 570, API 653 e outros códigos de construção posteriores que fazem referência às avaliações de adequação ao uso tal como a norma NB-23. O API 579/ASME FFS1 aplica-se aos equipamentos projetados e construídos pelos seguintes códigos:

- Código ASME B&PV, Seção VIII, Divisões 1 e 2;
- Código ASME B&PV, Seção I;
- Código ASME B31.1;
- Código ASME B31.3;
- API 650;
- API 620.

A norma está dividida em treze partes e catorze anexos abordando diversos mecanismos de danos, como segue:

- Parte 1 – Introdução;
- Parte 2 – Procedimento de engenharia para avaliação de adequação ao uso;
- Parte 3 – Avaliação de equipamento existente para fratura frágil;
- Parte 4 – Avaliação de perda de metal generalizada;
- Parte 5 – Avaliação de perda de metal localizada;
- Parte 6 – Avaliação de corrosão por pites;

- Parte 7 – Avaliação de empoamento por hidrogênio e danos por hidrogênio associado com *HIC* e *SOHIC*;
- Parte 8 – Avaliação de desalinhamento de solda e distorção de casco;
- Parte 9 – Avaliação de trincas como falhas;
- Parte 10 – Avaliação de componentes operando na faixa de fluência;
- Parte 11 – Avaliação de dano por fogo;
- Parte 12 – Avaliação de amassamento, indentação e combinação de amassamento e indentação;
- Parte 13 – Avaliação de laminações;
- Anexo A – Equações de espessura, máxima pressão de trabalho admissível e tensão para uma avaliação de FFS;
- Anexo B1 – Revisão de análise de tensão para uma avaliação de FFS;
- Anexo B2 – Recomendações para linearização de resultados de tensão para classificação de tensão;
- Anexo B3 – Desenvolvimento de histograma e contagem de ciclo para análise de fadiga;
- Anexo B4 – Fator de ajustamento de plasticidade alternativa e tensão alternada efetiva para análise de fadiga elástica;
- Anexo C – Compêndio de soluções para fator de intensidade de tensão;
- Anexo D – Compêndio de soluções para tensões de referência para defeitos tipo trinca;
- Anexo E – Tensões residuais em uma avaliação de adequação ao uso;
- Anexo F – Propriedades de material para uma avaliação de FFS;
- Anexo G – Mecanismos de danos;
- Anexo H – Base técnica e validação;
- Anexo I – Glossário de termos e definições;
- Anexo J – Atualmente não usado;
- Anexo K – Áreas de abertura de trincas.

A norma estabelece três níveis de avaliação para cada falha e tipos de danos. As características de cada nível de avaliação estão relacionadas com seu grau de conservadorismo, a quantidade de informações requeridas para a avaliação, conhecimento de prático da avaliação e complexidade da análise. O nível 1 de avaliação é o mais conservador e

o mais fácil de ser usado. Ele é realizado com uma quantidade mínima de inspeção ou informação do componente. O nível 2 utiliza cálculos mais detalhados para a avaliação. O nível 3 é o menos conservador e requer inspeção e informação dos componentes muito mais detalhadas. Além disso, a análise recomendada é baseada em métodos numéricos, como por exemplo, método de elementos finitos.

### **2.5.2 – Norma BS-7910**

A Norma BS-7910 foi originada a partir do documento PD-6493. Este documento foi publicado na década de 1980 pela *British Standard Institution* com o objetivo de avaliar a influência de defeitos na integridade de equipamentos, já apresentando uma metodologia para realização de adequação ao uso (*Fitness-for-Purpose*) fundamentada na mecânica da fratura. As avaliações eram dedicadas a aspectos relacionados à fratura frágil e fadiga, mas outros mecanismos de danos foram tratados de maneira bem sucinta como corrosão-sob-tensão, corrosão-fadiga, flambagem e fluência.

O documento PD-6493 sofreu algumas alterações ao longo dos anos, mas somente em 1999 adquiriu modificações em mais uma edição que a conferiu a classificação de norma, passando a se chamar Norma BS-7910. Esta nova edição apresentou alterações significativas nos procedimentos de avaliação de fratura e fadiga, além de adicionar uma parte dedicada a serviços em altas temperaturas.

A Norma BS-7910 é um guia aos métodos para avaliar a aceitabilidade de falhas em estruturas metálicas. Ela estabelece procedimentos para avaliação de falhas baseado na concepção de adequação ao uso (*Fitness-For-Purpose*) e procedimento para realização de ECA (*engineering critical assessment*) para aceitação de falhas. Além disso, a norma estabelece as diretrizes para o uso de fatores de segurança, fatores de confiabilidade e métodos probabilísticos.

O escopo desta norma abrange falhas em todos os tipos de estruturas e componentes estabelecendo métodos para avaliar a aceitabilidade destes danos. De acordo com a Norma BS-7910 (2005), mesmo que a ênfase seja dada a processos por soldagem em aços ferríticos e austeníticos e ligas de alumínio, os procedimentos desenvolvidos podem ser usados para analisar falhas em estruturas fabricadas por outros materiais metálicos e em componentes ou estruturas não soldados.



A BS-7910 adota três níveis de avaliação de fratura, sendo que eles apresentam métodos similares. A determinação do nível de avaliação a ser usado é em função dos materiais envolvidos, os dados de entrada disponíveis e o conservadorismo requerido. Segue uma descrição sucinta dos três níveis de avaliação:

- Nível 1 – é o método de avaliação simplificado e o mais conservador. Ele pode ser aplicado quando as informações sobre as propriedades dos materiais forem limitadas.
- Nível 2 – é o método de avaliação normal. É subdividido nos níveis 2A e 2B. O nível 2A é normalmente o mais utilizado, utiliza um FAD generalizado e não exige dados de tensão-deformação do material. O nível 2B é geralmente mais preciso que o nível 2A requerendo dados mais concisos sobre o material avaliado. Além disso, requer uma curva tensão-deformação específica do material.
- Nível 3 – é o nível de avaliação adequado para materiais dúcteis e permite análise de resistência ao rasgamento dúctil. É subdividido nos níveis 3A, 3B e 3C. O nível 3A utiliza o mesmo FAD do nível 2A. O nível 3B requer um FAD específico do material e é originado da mesma forma que o nível 2B. O nível 3C utiliza um FAD específico para um material particular e é determinada integral J usando análise elástica e elasto-plástica.

Segundo Rastogi (2006), a avaliação é primeiro realizada usando o nível 1. Prosseguindo, se a falha é inaceitável então a análise é feita usando um nível mais elevado. Ele ainda cita que a complexidade das análises aumenta para cada nível e tornam-se mais realísticas e menos conservadoras.

A norma está estruturada em 10 partes e 21 anexos, conforme segue:

- Parte 1 - Escopo;
- Parte 2 - Referências normativas;
- Parte 3 - Símbolos e definições;
- Parte 4 - Tipos de falhas;
- Parte 5 - Modos de falha e mecanismos de danos materiais;
- Parte 6 - Informações requeridas para avaliação;
- Parte 7 - Avaliação para resistência à fratura;

- Parte 8 - Avaliação para fadiga;
- Parte 9 - Avaliação de falhas sob condições de fluência;
- Parte 10 - Avaliação para outros modos de falhas;
- Anexo A - Avaliação sob tensões de cisalhamento e tensões combinadas ou modos de carregamento I, II e III;
- Anexo B – Procedimentos de avaliação para juntas tubulares em estruturas *offshore*;
- Anexo C – Procedimentos de avaliação de fratura para vasos de pressão e tubulações;
- Anexo D – Tensões devido a desalinhamento;
- Anexo E – Caracterização de falhas;
- Anexo F – Um procedimento para avaliação *leak-before-break* (vazamento antes de romper);
- Anexo G – A avaliação de corrosão em tubulações e vasos de pressão;
- Anexo H – Relatório de fratura, avaliações de fadiga ou fluência;
- Anexo I – O significado de resistência de solda não combinada sobre o comportamento de fratura de juntas soldadas;
- Anexo J – Uso de teste de impacto Charpy V para estimar tenacidade à fratura;
- Anexo K – Confiabilidade, fatores de segurança parcial, número de testes e fatores de segurança;
- Anexo L – Determinação de tenacidade à fratura para soldas;
- Anexo M – Soluções de fator de intensidade de tensão;
- Anexo N – Procedimentos simplificados para determinar a aceitabilidade de uma falha conhecida ou estimar a aceitação do tamanho de falha usando procedimentos de fratura nível 1;
- Anexo O – Consideração de *proof test* ou *warm prestressing*;
- Anexo P – Cálculo de tensão de referência;
- Anexo Q – Distribuição de tensões residuais em juntas como soldado;
- Anexo R – Determinação dos efeitos da interação da plasticidade com carregamento primário e secundário combinado;
- Anexo S – Métodos de integração numérica aproximado para estimar vida em fadiga;

- Anexo T – Informação para preparar avaliações de crescimento de trincas em altas temperaturas;
- Anexo U – Exemplo de trabalho para demonstrar procedimento de avaliação de falha em alta temperatura.

### 3 - MATERIAIS E MÉTODOS

Os materiais e a metodologia utilizados para o desenvolvimento do trabalho serão aqui comentados de forma sucinta. Os materiais utilizados restringem-se basicamente ao equipamento que será o caso de estudo e dois softwares utilizados para aplicação dos procedimentos das Normas API 579/ASME FFS1 e BS 7910.

#### 3.1 - Equipamento

O estudo de caso será realizado em um vaso de pressão de costado cilíndrico semelhante a um equipamento do mesmo tipo que se encontra instalado em um das unidades de uma empresa do ramo petrolífero. O equipamento apresenta as seguintes características:

- $P = 26 \text{ kgf/cm}^2$
- $R = 1000 \text{ mm}$
- $t = 25 \text{ mm}$
- $L = 6000 \text{ mm}$
- $R_m = 1012,5 \text{ mm}$
- Material: SA 516 Gr. 60

Onde,

- $P$  é a pressão interna do vaso;
- $R$  é o raio interno do equipamento;
- $t$  é a espessura de parede;
- $L$  é o comprimento do vaso;
- $R_m$  é o raio médio.

### 3.2 - Software

A primeira parte dos estudos foi desenvolver uma planilha em plataforma Microsoft Office Excel aplicando o procedimento do anexo E da Norma API 579/ASME FFS1. Este software é da Microsoft® e a versão utilizada foi Microsoft Office Excel 2007.

A segunda parte dos estudos foi realizada através de simulações desenvolvidas em plataforma CRACKWISE®, versão 4.1. Este software é da Companhia TWI Ltd. – *World Centre for Materials Joining Technology*, utilizado para simular os procedimentos de avaliação de fadiga e fratura da BS 7910 para análise crítica de engenharia. Os principais objetivos dessa ferramenta computacional são: auxiliar as decisões de engenheiros em avaliações de integridade de tubulações, equipamentos pressurizados e estruturas contendo danos, aplicação rigorosa dos procedimentos de avaliação de fratura da Norma BS 7910 e servir de guia para engenheiros em avaliações de adequação ao uso. Segue a representação da interface do software na figura 3.1:

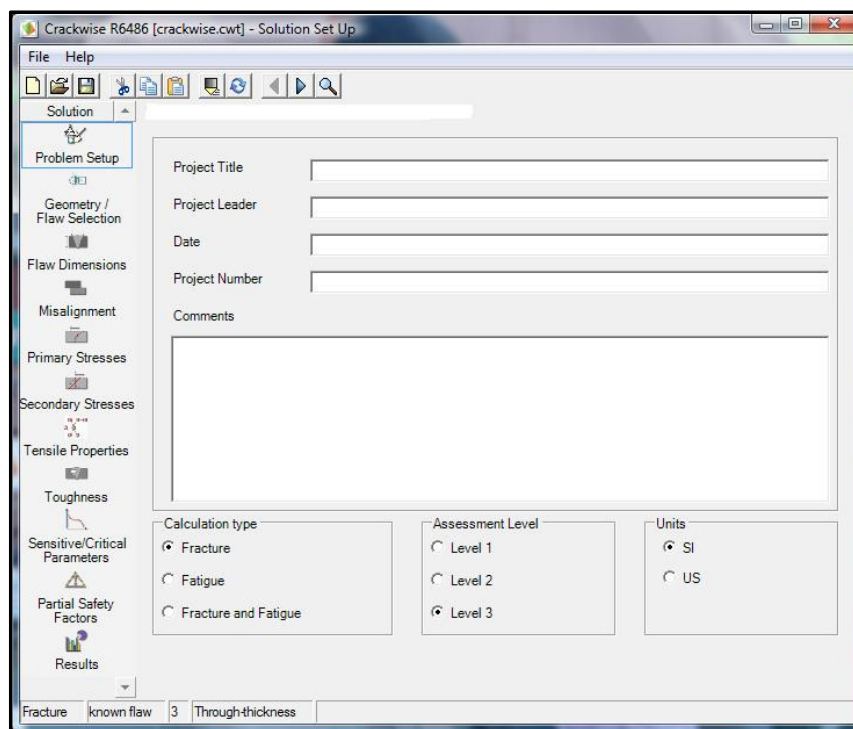


Figura 3.1 - Interface inicial do software CRACKWISE®.

### 3.3 - Metodologia empregada de acordo com a Norma API 579/ASME FFS1

Para a avaliação da solda longitudinal sem a presença de trinca foi adotado o procedimento estabelecido pelo anexo E da Norma API 579/ASME FFS1. O anexo E é um guia para determinar a magnitude da distribuição de tensões residuais de uma junta soldada, sendo aplicado para diversas configurações de juntas, dentre elas a que será objeto de estudo nesta parte do trabalho, as soldas de penetração total em costado cilíndrico de vasos de pressão.

De acordo com API 579/ASME FFS1 (2007), as distribuições de tensão residual apresentada nesse anexo são baseadas numa análise numérica extensiva e avaliação de resultados publicados na literatura. O trabalho publicado pelo EWI (1999) apresenta melhoria na precisão de estimações de tensão residual através de simulação por elementos finitos do processo de soldagem para diversas geometrias e práticas de soldagem. Um dos objetivos deste trabalho é a extensão do conhecimento sobre distribuições de tensão residual em comum para vasos de pressão e componentes de tubulações.

A metodologia utilizada pelo anexo E da Norma API 579/ASME FFS1 está fundamentada nesse trabalho, o qual estabeleceu recomendações específicas para sua modificação. Segundo EWI (1999), estas recomendações são diretamente relacionadas à análise por elementos finitos apresentada em seu relatório.

A maioria das distribuições de tensões residuais analisadas no relatório do EWI (1999) está voltada para soldas circunferenciais. Os resultados comentados neste documento avaliam os efeitos da relação R/t, energia de soldagem e teste hidrostático sobre as distribuições de tensão residual transversal.

Então, será realizada uma abordagem sucinta dos itens do anexo E pertinentes à configuração de junta adotada para o caso em estudo.

O primeiro passo é determinar a magnitude da tensão de escoamento efetiva usada para estimar a tensão residual em uma junta soldada, através da seguinte expressão:

$$\sigma_{ys}^r = \sigma_{ys} + 69 \text{ MPa}$$

Onde,

$\sigma_{ys}^r$  = magnitude da tensão de escoamento efetiva;

$\sigma_{ys}$  = tensão de escoamento mínima especificada.

Em seguida, determina-se a distribuição da tensão residual de superfície dado pela condição abaixo.

$$\sigma^r(y) = \sigma_{ys}^r \cdot R_r \quad \text{para } |y| \leq \frac{w}{2}$$

Onde,

$\sigma^r(y)$  = distribuição de tensão residual ao longo da superfície;

$R_r$  = fator de alívio das tensões residuais;

$y$  = posição definida ao longo da superfície;

$w$  = largura da solda.

O fator de alívio de tensões residuais ( $R_r$ ) é dado em função do  $T_p$ .

$T_p$  é a tensão de membrana circunferencial nominal devido ao teste de pressão como percentual da tensão de escoamento efetiva e calculado como segue:

$$T_p = \left( \frac{\sigma_{mc,t}}{\sigma_{ys}^r} \right) * 100$$

Essas variáveis estão relacionadas da seguinte maneira: assume  $R_r$  igual a 1 para  $T_p$  menor que 75%,  $R_r$  igual a 0,506 para  $T_p$  maior que 110% ou determina  $R_r$  de acordo com o gráfico da figura 3.2 para  $T_p$  maior ou igual a 75% e menor ou igual que 110%.

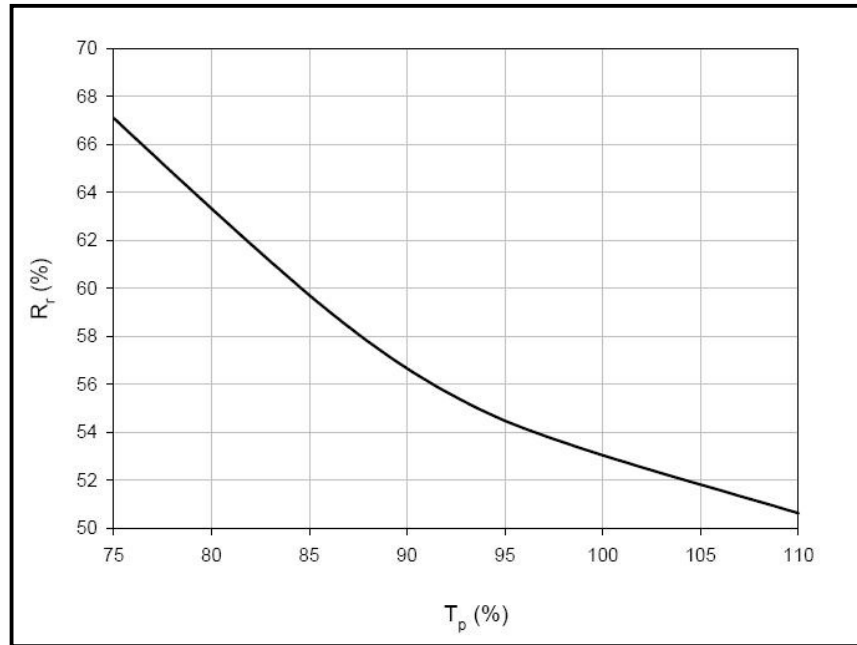


Figura 3.2 - Limites de  $R_r$  em função de  $T_p$  [API 579/ASME FFS1 (2007)].

É importante distinguir que os efeitos do tratamento térmico pós-soldagem não estão sendo considerados. Portanto, o alívio de tensões residuais está apenas relacionado ao teste de pressão.

A distribuição de tensão residual através da espessura da solda é determinada pela equação abaixo seguida pelo cálculo de parâmetros funcionais, como mostrados abaixo.

$$\sigma^r(\zeta) = E \cdot \sigma_{ys}^r \cdot R_r$$

$$E = \text{mín. } [D, K] \text{ para } D \geq 0$$

$$E = \text{máx. } [D, -K] \text{ para } D < 0$$

$$D = \sigma_m^r + \sigma_b^r(2\zeta - 1) + A - B$$

$$A = \left( \frac{s_o^r - s_i^r}{2} \right) (2\zeta - 1)^3$$

$$B = (s_o^r + s_i^r) \left\{ \frac{\text{sen}[\pi(2\zeta - 1) + C]}{2\text{sen}[C]} \right\}$$

$$C = \text{arctg} \left[ \frac{5}{\pi} \left( \frac{s_o^r + s_i^r}{s_o^r - s_i^r} \right) \right]$$



$$\zeta = \frac{x}{t}$$

$K = 1,2$  para tensões residuais perpendiculares ao cordão de solda.

Onde,

$\sigma^r(\zeta)$  = distribuição de tensões residuais através da espessura de parede do equipamento;

$A, B, C, D, E$  = parâmetros usados para determinar parte do auto-equilíbrio da distribuição de tensões através da parede;

$K$  = fator de tensão residual;

$s_i^r$  = parcela de tensão residual na superfície interna excluindo as componentes de membrana e flexão;

$s_o^r$  = parcela de tensão residual na superfície externa excluindo as componentes de membrana e flexão;

$\sigma_m^r$  = componente de membrana normalizada de tensão residual;

$\sigma_b^r$  = componente de flexão normalizada de tensão residual;

$x$  = posição definida através da espessura;

$\zeta$  = localização normalizada definida através da espessura de parede do componente para definir a distribuição de tensão residual.

Os parâmetros  $\sigma_m^r$ ,  $\sigma_b^r$ ,  $s_o^r$ ,  $s_i^r$  são determinados baseados nos tipos de componente e junta soldada. O caso em estudo se aplica para uma distribuição de tensão residual através da espessura de uma solda longitudinal no costado cilíndrico de um vaso de pressão. Segue as equações aplicadas para o cálculo desses valores.

$$\sigma_m^r = 0,30$$

$$\sigma_b^r = \left[ \frac{0,81461958 + 0,085130064 \ln(\hat{R}) - 0,72126117 \ln(\hat{Q}) + 0,15060388 [\ln(\hat{Q})]^2 - 0,046658082 \ln(\hat{Q}) \ln(\hat{R})}{1 + 0,92134373 \ln(\hat{R}) - 0,74641482 \ln(\hat{Q}) - 0,10870336 [\ln(\hat{Q})]^2 - 0,50497004 \ln(\hat{Q}) \ln(\hat{R})} \right]$$

$$s_o^r = K - |\sigma_b^r| - |\sigma_m^r|$$

$$s_i^r = 0,25s_o^r$$

Onde,

$\hat{Q}$  = densidade de energia de soldagem;

$\hat{R}$  = parâmetro de proporcionalidade do raio em relação à espessura.

Estas variáveis são determinadas pelas seguintes equações:

$$\hat{Q} = 0,7441 \left( \frac{\dot{q}}{t^2} \right), \text{ dado em } \frac{J}{\text{mm}^3}$$

$$\hat{R} = \frac{r}{t}$$

Onde,

$r$  = raio principal do casco cilíndrico;

$\dot{q}$  = energia de soldagem linear.

Entretanto, existe uma limitação para a energia de soldagem e o parâmetro de proporcionalidade do raio em relação à espessura para todas as equações paramétricas do procedimento, dado da seguinte forma:

$$\hat{Q} = 1,5 \text{ para } \hat{Q} < 1,5$$

$$\hat{Q} = 25,0 \text{ para } \hat{Q} > 25$$

$$\hat{R} = 30,0 \text{ para } \frac{r}{t} < 30,0$$

A energia de soldagem linear é dada pela seguinte equação:

$$\dot{q} = \frac{I.V.n}{u} \text{ dado em } \frac{J}{\text{mm}}$$

Onde,

$I$  = corrente de soldagem usada (A);

$V$  = tensão de soldagem (V);

$u$  = velocidade de soldagem (mm/s);

$n$  = eficiência de soldagem.

Os dados do processo de soldagem foram obtidos do documento IEIS (Instrução de execução e inspeção em soldagem) utilizada por uma das unidades de uma empresa petrolífera, conforme segue:

- Material *Part Number* 1;
- $I = 150 A$ ;
- $V = 25 V$ ;
- $u = 20 mm/s$ ;
- $n = 0,65$ .

### **3.4 - Metodologia empregada de acordo com a Norma BS 7910**

Para a avaliação da solda longitudinal com a presença de trinca foram adotados os procedimentos estabelecidos pelos anexos O e P da Norma BS 7910. Esta parte do trabalho foi desenvolvida com o simulador CRACKWISE<sup>®</sup> o qual contempla os procedimentos de avaliação estabelecidos pela Norma BS 7910, permitindo que os procedimentos sejam aplicados de forma mais rápida. Com esse software o usuário pode criar os relatórios de avaliação em formato PDF, exportar resultados diretamente para o Microsoft Excel e inclui a edição atual da Norma BS 7910. O software possui uma interface amigável sendo de fácil utilização pelo usuário, assim como será resumidamente descrito a seguir.

A tela inicial contém os espaços que devem ser preenchidos pelas informações gerais do projeto em estudo, assim como mostra a figura 3.3. No campo comentários foram inseridos os dados básicos de projeto do equipamento. Além disso, foi definido nessa primeira tela que o tipo de cálculo a ser realizado é para análise de fratura com nível de avaliação 3 e as unidades no SI.

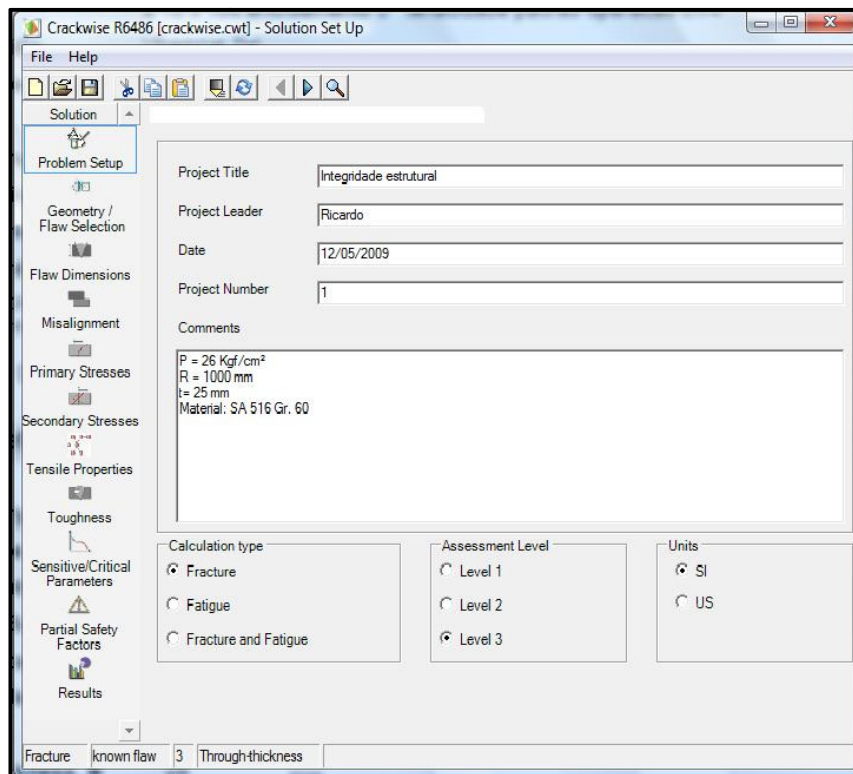


Figura 3.3 - Tela inicial com as informações de projeto.

Na fase seguinte ocorre a definição da geometria do componente e o tipo de defeito presente que serão avaliados, como observado na figura 3.4. O componente é um casco cilíndrico com um defeito na superfície interna e direção axial, de acordo com a representação da figura 3.5. Quando o tipo de componente e configuração do defeito é selecionado o sistema os relaciona com os itens da norma aplicando os procedimentos inerentes ao caso escolhido.

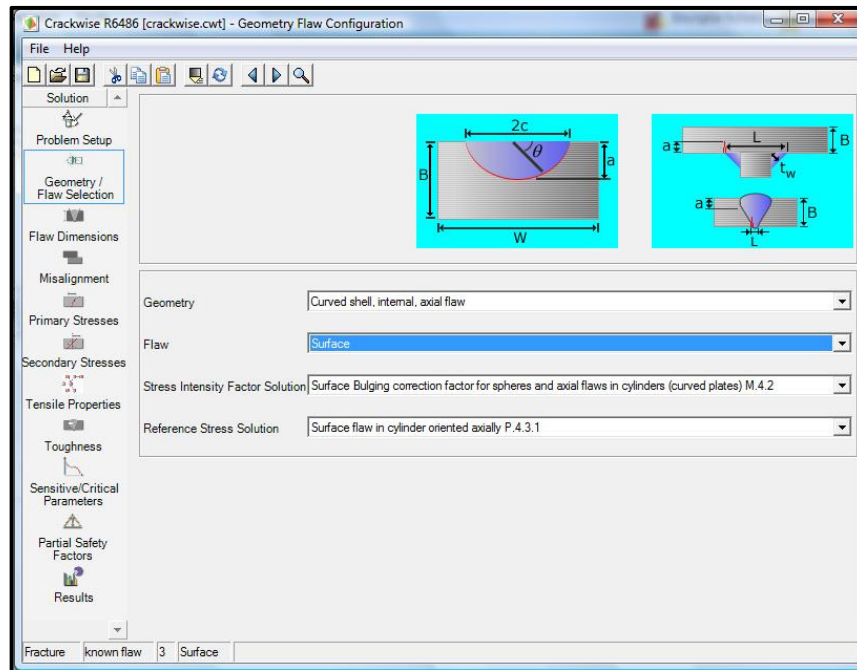


Figura 3.4 - Definição da geometria do componente e definição do tipo de dano.

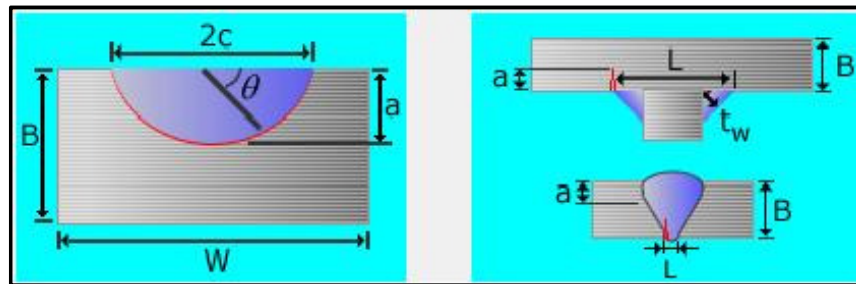


Figura 3.5 - Geometria do defeito.

As dimensões representadas na figura 3.5 são:

- $a$  = profundidade do defeito;
- $2c$  = comprimento do defeito;
- $B$  = espessura do material;
- $W$  = comprimento da chapa;
- $L$  = dimensão da junta;
- $\theta$  = ângulo paramétrico para identificar posição ao longo de um defeito elíptico.

As fases posteriores são seguidas de acordo com a seqüência que aparece do lado esquerdo da tela, assim como mostra a figura 3.4. Então, a próxima etapa é a definição das dimensões do defeito na qual o usuário entra com os seguintes dados: espessura da parede do vaso de pressão, comprimento do equipamento, raio médio, ângulo paramétrico, profundidade e comprimento de trinca, são eles.

$$B = 25 \text{ mm}$$

$$W = 6000 \text{ mm}$$

$$R_m = 1012,5 \text{ mm}$$

$$a = 5 \text{ mm}$$

$$2c = 100 \text{ mm}$$

$$\theta = 90^\circ$$

Durante os estudos não foram considerados os efeitos do desalinhamento da junta soldada. Desta forma, foi dada seqüência à entrada de dados através da determinação das tensões primárias. Os efeitos da tensão primária de flexão foram desprezados e a tensão primária de membrana circunferencial foi determinada através da equação 2.4 apresentada no item 2.2.3 deste trabalho.

$$P_m = 100 \text{ MPa}$$

O fator de concentração de tensão considerado foi igual a 1.

A fase seguinte é a determinação das condições das tensões secundárias, a qual é o foco para análise da proposta de trabalho. Assim foram definidas duas situações para avaliar a presença do alívio de tensões residuais. Para as duas situações a condição é como soldado e foram desprezados os efeitos das tensões térmicas. A primeira é realizada a simulação do equipamento na condição de operação antes de ser submetido a um teste de pressão e avaliam o nível de tensões residuais presentes na estrutura. A segunda simulação é para uma condição de operação em que o equipamento já tenha sido submetido ao TH, ativando o item de *proof tested* no software e inserindo a tensão de escoamento de 220 MPa, resistência máxima a tração de 414 MPa e tensão de membrana circunferencial de 135 MPa provocada pela pressão de TH.

O próximo passo é a definição do tipo de curva FAD (*Failure Assessment Diagram*) e as propriedades da tensão. A curva FAD é baseada na lei de Ramberg-Osgood para tensão-

deformação de engenharia, sendo utilizado expoente de encruamento igual a 5 e constante (A) igual a 1. As propriedades de tensão são as seguintes:

- Tensão de escoamento = 220 MPa
- Resistência máxima a tração = 414 MPa
- Módulo de elasticidade =  $2,07 \cdot 10^5$  MPa
- Coeficiente de Poisson = 0,3

Na etapa após a definição do tipo de curva FAD podemos definir as propriedades da tenacidade. O parâmetro de tenacidade que deverá ser utilizado é a Integral  $J$ . O tipo de curva de resistência será a curva  $J - R$  representada pela seguinte equação:

$$J_T = C_T (\Delta a)^{n_T}$$

Onde,

$J_T$  = valor da Integral  $J$  na análise de rasgamento;

$C_T$  = coeficiente de um modelo de material utilizado na análise de rasgamento;

$\Delta a$  = incremento de trinca;

$n_T$  = expoente de encruamento.

A direção do rasgamento utilizada foi na direção da profundidade de trinca com dimensão máxima de 1 mm. Os dados de entrada adotados para a equação da curva  $J - R$  estão baseados na tabela F.10 do anexo F da Norma API 579/ASME FFS1, de acordo com a figura 3.6. Os valores selecionados foram para o aço carbono genérico - 2 (*Generic CS - 2*). Os valores apresentados nesta tabela representam os dados para a curva de resistência ao rasgamento  $J - R$ .

Table F.10 – J-R Tearing Resistance Curve Data						
Material	Temperature (°F)	Thickness (in)	$J_T$ (in-lb/in <sup>2</sup> )	$C_T$ (in-lb/in <sup>2</sup> )	$n_T$	Reference
Generic CS-1	550	1.0	350	1808	0.277	99
Generic CS-2	550	1.0	600	2563	0.274	99
Generic CS-3	550	1.0	1050	5400	0.344	99
T 304 SS	75	1.0	6500	32758	0.519	99
Generic SS/SMAW	550	1.0	990	6033	0.391	99
Generic SS/SAW	550	1.0	650	4448	0.431	99
A508 Cl3	550	1.378	446	3443	0.329	99
A106 Gr B (NPS 8 inch Pipe)	120	0.54	2900	13008	0.334	99
TP 304 SS (NPS 4 inch pipe)	75	0.34	8000	33642	0.435	99
Notes:						
1. The values in this table represent typical values for the stated temperature and wall thickness, actual values should be used when available.						
2. The equation for the J-R curve is:						
$J_T = C_T (\Delta a)^{n_T}$						

Figura 3.6 – Tabela de dados da curva de resistência ao rasgamento  $J - R$  [API 579/ASME FFS1 (2007)].

Para finalizar as etapas de entrada de dados no sistema, foram definidos os parâmetros de sensibilidade que permitem definir o tipo de parâmetro e seu limite de variação. Então, o parâmetro utilizado foi a profundidade do defeito e foram adotados os seguintes valores:

- Mínimo = 5 mm
- Máximo = 15 mm
- Número de pontos calculados = 11

Com isso o software pode simular as condições solicitadas apresentando os resultados na forma de relatório de avaliação e tabela de dados que são utilizados para o desenvolvimento das análises do estudo de caso.



#### 4 - RESULTADOS E DISCUSSÃO

É sabido pelas equipes técnicas de engenharia, através da prática e publicado na literatura, que uma das finalidades do TH de fábrica é o alívio das tensões residuais de soldagem. Segundo Donato, o TH de fábrica promove deformações e acomodação do material em regiões de mudança geométrica e favorece o alívio restrito das tensões residuais de soldagem. Aquecimentos localizados durante a realização de soldas favorecem ao desenvolvimento de tensões residuais devido às restrições oferecidas por partes adjacentes ao cordão de solda. Além disso, os processos de soldagem favorecem a formação de descontinuidades que passam a atuar como concentradores de tensões. Esses fatores permitem que a estrutura imediatamente após sua fabricação fique submetida a um nível de tensões elevado. A sobrecarga aplicada no equipamento devido ao TH de fábrica favorece a redistribuição das tensões na estrutura com uma nova configuração das tensões residuais e a introdução de tensões compressivas localizadas. De acordo com Pereira (2004), um equipamento após o TH de fábrica estará muito menos susceptível a estados complexos de tensões, que muitas vezes originam um estado plano de deformação, como também menos susceptível à corrosão-sob-tensão, por estar submetido a tensões compressivas residuais em regiões específicas.

Essas vantagens são questionadas em relação ao TH periódico. Os estudos realizados avaliam se o TH periódico, realizado ao longo da vida do equipamento, tem o mesmo comportamento do TH de fábrica quanto ao alívio das tensões residuais de soldagem da estrutura.

A NR-13 determina que seja realizado TH periódico, mas não especifica a pressão para realização deste ensaio. Observa-se que é prática comum a realização de TH periódico com a mesma pressão utilizada no TH de fábrica. O objetivo deste ensaio é submeter o equipamento a um teste de carga, com a expectativa de que haverá garantia de sua integridade estrutural até a realização do próximo ensaio.

Os resultados obtidos mostram a distinção do comportamento do alívio mecânico das tensões residuais em soldas longitudinais do costado cilíndrico de vaso de pressão em estudo, após a aplicação do TH periódico. Esta diferença será comentada a seguir através dos gráficos obtidos para a avaliação de solda longitudinal sem a presença de trinca e de solda longitudinal com a presença de trinca.

#### **4.1 - Avaliação de solda longitudinal sem trinca utilizando o API 579/ASME FFS1**

A avaliação de acordo com o API 579/ASME FFS1 da solda longitudinal sem a presença de trincas foi iniciada com o levantamento da curva que representa a distribuição de tensões residuais através da espessura do metal de base após realização de um teste de pressão, como mostra a figura 4.1. Esta distribuição está relacionada à tensão de membrana circunferencial atuante na parede do vaso devido à pressão interna utilizada para a realização de um teste hidrostático. O código de projeto da Sociedade Americana de Engenheiros Mecânico (ASME BPVC) exige que seja realizado um teste hidrostático de fábrica imediatamente após a fabricação do vaso de pressão e determina que a pressão de teste hidrostático seja igual a 1,3 vezes a pressão máxima de trabalho admissível (PMTA) na temperatura ambiente. O módulo da tensão de membrana circunferencial calculado para condição de TH é de 135 MPa, permitindo a utilização de um  $T_p$  (tensão de membrana circunferencial nominal devido ao teste de pressão como percentual da resistência ao escoamento efetivo) menor que 75%, obedecendo o procedimento utilizado do API 579/ASME FFS1. Com isso, utiliza-se um fator de alívio de tensões residuais ( $R_r$ ) igual a 1. Observe que neste caso, os maiores níveis de tensões residuais alcançados encontram-se bem próximos à resistência ao escoamento efetivo ( $\sigma^f_{\gamma_s}$ ). Desta forma, assumindo que os níveis de tensões residuais geradas após realização da solda é de ordem aproximadamente à resistência ao escoamento do material, verifica-se a inexistência do alívio mecânico das tensões residuais quando aplicada uma pressão no equipamento que favoreça a atuação de tensões de membrana de no máximo 75% da resistência ao escoamento efetivo ( $\sigma^f_{\gamma_s}$ ).

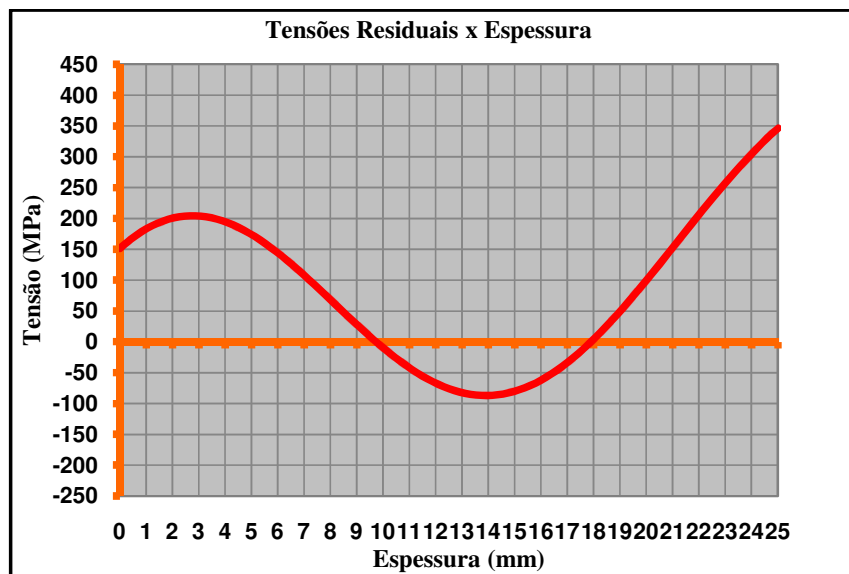


Figura 4.1 - Perfil da distribuição de tensões residuais através da espessura em solda duplo V longitudinal.

O fator de alívio de tensões residuais ( $R_r$ ) é dado em função do  $T_P$ , segundo o API 579/ASME FFS1, da seguinte forma: assume  $R_r$  igual a 1 para  $T_P$  menor que 75%,  $R_r$  igual a 0,506 para  $T_P$  maior que 110% ou determina  $R_r$  de acordo com o gráfico da figura 3.2 para  $T_P$  maior ou igual a 75% e menor ou igual que 110%.

Em seguida, foram traçadas duas curvas para valores em condições hipotéticas de tensões de membrana equivalentes a pressões superiores às estabelecidas pela condição de TH, como mostram as figuras 4.2 e 4.3, para verificar o limite de tensão a partir da qual ocorre redução significativa no nível de tensões residuais. Os valores das pressões para essas condições provocam na estrutura tensões de membrana circunferenciais da ordem da tensão de escoamento mínima especificada (220MPa) e da resistência ao escoamento efetivo (289MPa). Com estas tensões foram obtidos valores de  $T_P$  iguais a 80% e 100%, respectivamente. De acordo com o procedimento do API 579/ASME FFS1, os fatores de alívio de tensões ( $R_r$ ) para esses valores de  $T_P$  são 0,635 e 0,530, respectivamente. Então, podem ser verificadas nos gráficos, para essas condições, as reduções nos níveis de tensões residuais a valores bastante significativos. Portanto, poderíamos afirmar a ocorrência de alívio das tensões residuais quando a estrutura é submetida aos níveis de sobrecarga citados anteriormente. No entanto, o alívio das tensões residuais obtidos para esta situação somente pode ser alcançado quando o equipamento for submetido a uma sobrecarga que provoque a

ocorrência de tensões de membrana próximas, ou até maiores, que a tensão de escoamento mínima especificada para o material. Com isso, o material do equipamento fica submetido à condição de escoamento o que favorece a ocorrência do alívio mecânico das tensões residuais provocada pela sobrecarga aplicada. Esta situação é uma condição insegura, visto que as tensões de membrana são da ordem da tensão de escoamento do material, podendo levar a ocorrência de colapso estrutural. De acordo com Donato, o TH periódico não tem mais função estrutural um vez que as deformações de acomodação do material já ocorreram no teste de fábrica. Ainda cita que somente ocorreriam deformações adicionais no caso de pressurização superior ao aplicado no TH de fábrica. Entretanto, se a pressão interna for aumentada sem limite, o equipamento irá falhar com deformações plásticas excessivas. Para Cowan *et al.* (1985), o TH de fábrica tem efeitos benéficos na redução de tensões residuais, verificação de vazamentos e facilita a inspeção volumétrica subsequente. Seguindo, cita que estes benefícios não são evidentes para o TH periódico o qual, a menos que as propriedades dos materiais sejam conhecidas precisamente, pode introduzir risco de falha desnecessária.

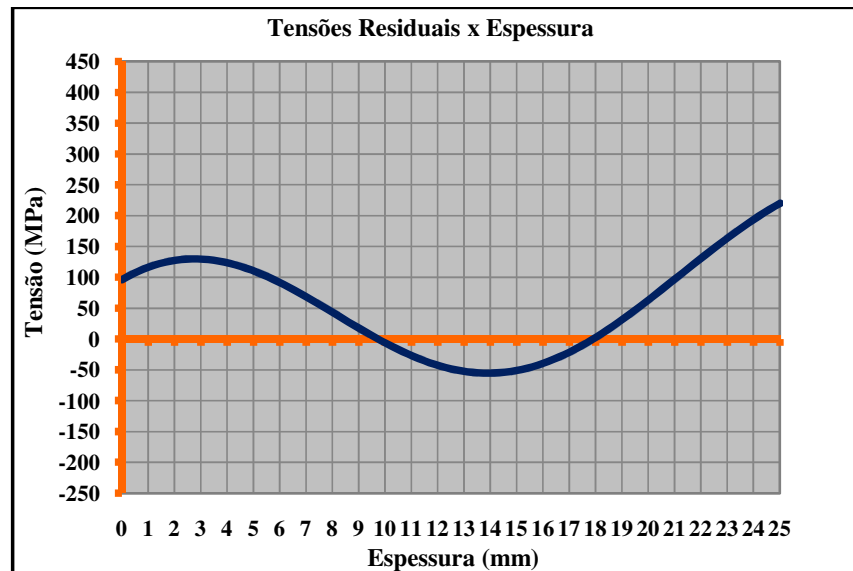


Figura 4.2 - Perfil da distribuição de tensões residuais através da espessura em solda duplo V longitudinal para  $T_P$  igual a 80%.

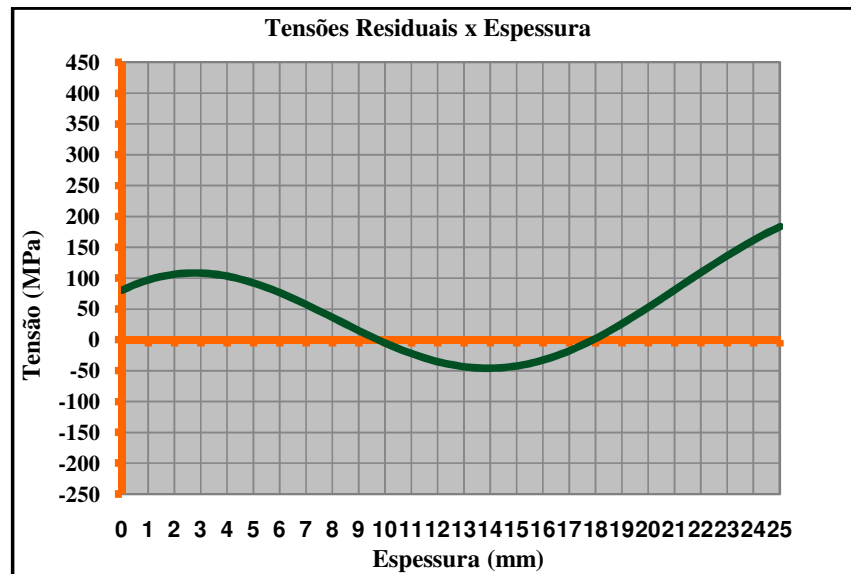


Figura 4.3 - Perfil da distribuição de tensões residuais através da espessura em solda duplo V longitudinal para  $T_P$  igual a 100%.

#### 4.2 - Avaliação de solda longitudinal com trinca utilizando a BS 7910

Nesta etapa do trabalho foram realizadas simulações no software CRACKWISE<sup>®</sup> que consistiram, basicamente, em: 1) obtenção de uma curva FAD para a condição normal de operação do equipamento, as soldas como soldado (sem tratamento térmico) e antes da realização do TH; 2) Levantamento da curva FAD para a condição normal de operação e as soldas como soldado (sem tratamento térmico), porém após o equipamento ter sido submetido ao TH. Em seguida, foi traçada uma curva em EXCEL relacionando o nível de tensões residuais com o tamanho de trinca.

Então, inicialmente analisaremos a curva FAD para a condição normal de operação do equipamento, as soldas como soldado (sem tratamento térmico) e antes da realização do TH, como mostra a figura 4.4. Observe que para a variação da profundidade de trinca entre 5 e 15mm, os pontos correspondentes às dimensões de 14 e 15mm caem fora da curva FAD e, portanto, tornam-se inaceitáveis para as condições de teste estabelecida.

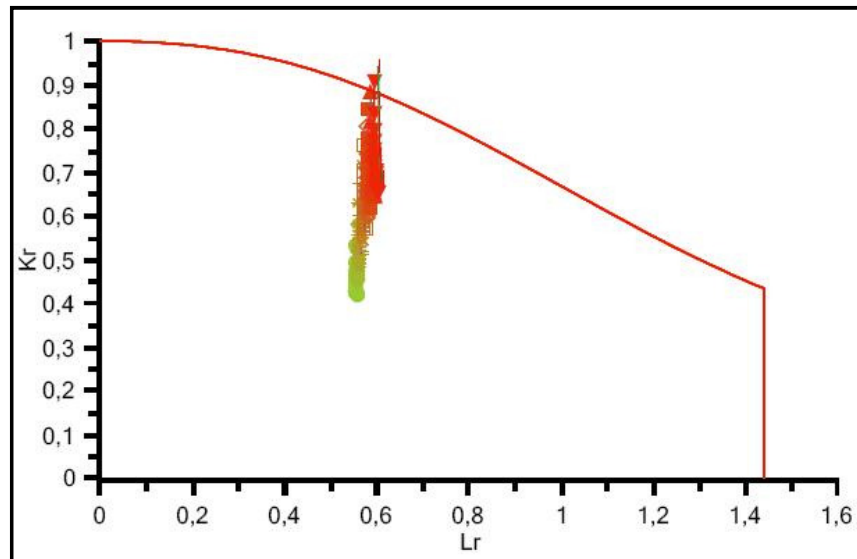


Figura 4.4 - Curva FAD para condição de operação antes da realização do TH.

Em seguida, foi obtida a curva FAD para a condição normal de operação e as soldas como soldado (sem tratamento térmico), porém após o equipamento ter sido submetido ao TH, como representado na figura 4.5. Observe que todos os pontos caem na região sobre a curva FAD para essa condição, a qual os torna aceitáveis para os critérios estabelecidos de acordo com o procedimento. Isto foi possível devido à redução da parcela das tensões residuais na região de ligamento de trinca favorecendo uma distribuição de tensões com níveis de atuação inferiores às condições antes da realização do TH. A sobrecarga aplicada com o TH promove o rasgamento da trinca sem que haja restrições à deformação na ponta da trinca, o que favorece a redistribuição das tensões residuais. Segundo Donato, descontinuidades com características planar promovem tensões e deformações mais elevadas em regiões de tensões secundárias, concluindo que essas descontinuidades podem evoluir durante a pressurização mas não falharem devido ao alívio de tensões durante deformações localizadas. Contudo a presença de descontinuidades associada à mudança de propriedades do material ao longo de sua vida útil em virtude de mecanismos de deterioração pode tornar-se um risco para operação dos equipamentos. De acordo com Pereira (2004), pequenas deformações ocorridas pelo escoamento localizado podem levar a um envelhecimento por deformação (“*strain ageing*”) que ocorre em temperaturas ambiente ou ligeiramente elevadas em aços de baixo carbono, resultando em aumento de propriedades mecânicas e perda de tenacidade e ductilidade. Assim, uma descontinuidade pode se tornar crítica com a queda localizada da tenacidade.

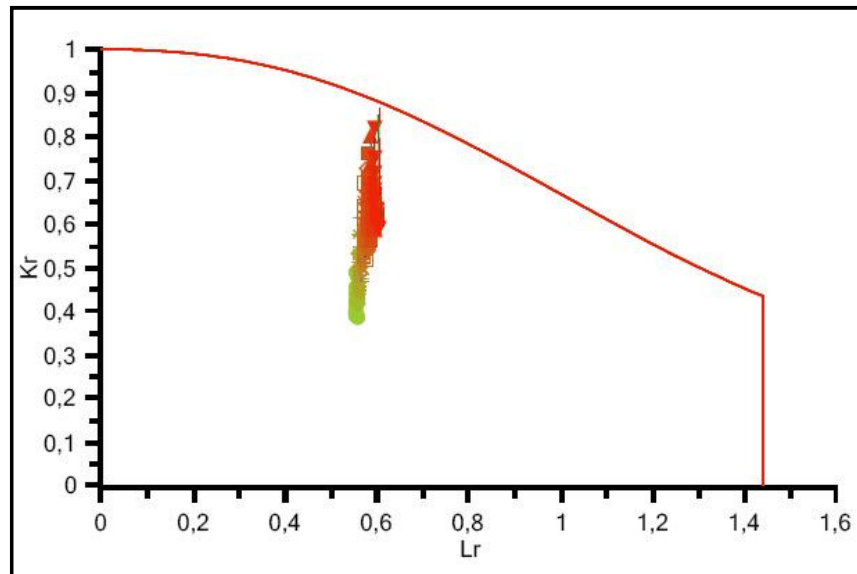


Figura 4.5 - Curva FAD para condição de operação após a realização do TH.

Por último, foi verificado o comportamento das tensões residuais à medida que fosse variando a profundidade da trinca para cada situação de curva FAD comentado anteriormente, como representado na figura 4.6. A curva que representa o nível de tensões residuais em função do tamanho de trinca antes da realização do TH, ou seja, o equipamento em seu estado como soldado após a fabricação evidencia que a estrutura mantém praticamente o mesmo nível de tensões residuais de soldagem para as condições de operação. Isto significa dizer que a magnitude das tensões residuais mantém-se no mesmo nível do escoamento do material. Nessa situação, não foi possível atingir o nível de tensões necessárias para promover o relaxamento das tensões residuais de soldagem presentes na estrutura. Por outro lado, a curva que representa o nível de tensões residuais em função do tamanho de trinca após o equipamento ser submetido à sobrecarga provocada pelo TH mostra uma redução significativa no nível das tensões residuais. Isto significa que houve uma relaxação das tensões residuais em virtude de sua nova distribuição provocada pela pressão de TH, a qual ficou evidenciada quando a estrutura foi submetida às condições de operação. Entretanto, é imprescindível a determinação de um tamanho máximo de trinca para o qual o vaso não possa falhar durante a aplicação de um TH. Para Pereira (2004), a maior parte da estrutura submetida ao TH terá uma tensão de teste real inferior à tensão de escoamento, entretanto haverá pequenas distorções e escoamento localizado em regiões com descontinuidades.

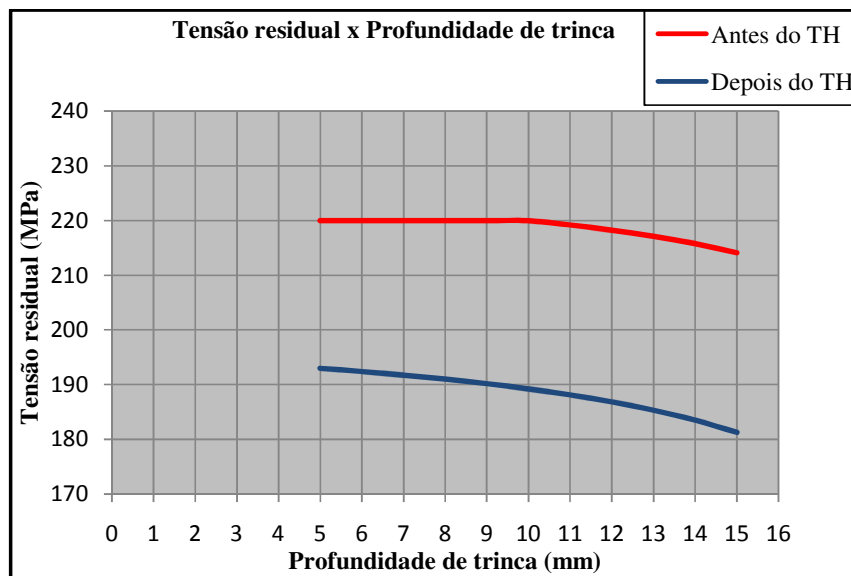


Figura 4.6 - Redução da tensão residual em função da profundidade de trinca.

Sabendo-se que o TH periódico não tem mais função estrutural, ele é utilizado apenas para confirmar a ausência de vazamentos e verificar se o equipamento resiste às condições operacionais normais. A maior parte dos equipamentos em operação atualmente foi fabricada de acordo com a edição do código ASME anterior ao ano 1998, a qual estabelecia uma pressão de TH igual a 1,5 vezes a PMTA. Desta forma, os TH periódicos nesses equipamentos são realizados com esse valor de pressão. De acordo com a finalidade do TH periódico, é possível que seja realizado no Brasil com uma pressão inferior a 1,5 vezes a PMTA uma vez que a NR-13 não determina o valor que deva ser utilizado para o teste. Segundo Njo (1985), em alguns países existe a prática de realização de TH periódico com pressões mais baixas (pressões ligeiramente superiores à pressão de projeto ou operação). No Brasil, já se tem conhecimento de empresa que utiliza esta pressão um pouco acima (entre 5% e 10%) da pressão de abertura da PSV (*Pressure Safety Valve*). Com isso, fica evidente que a realização do TH periódico com pressão de 1,5 vezes a PMTA não traz nenhum ganho para o equipamento.

É interessante salientar, também, que não se tem garantia de integridade estrutural de bocais e conexões de vasos de pressão visto que as tensões desenvolvidas nestes componentes são bastante reduzidas em virtude de suas dimensões. Segundo Donato, descontinuidades localizadas em bocais de pequenas dimensões ou até mesmo com dimensões maiores podem não estar sendo avaliadas durante uma pressurização de TH.



## 5 - CONCLUSÕES

Diante dos resultados e discussões apresentados sobre a possibilidade de alívio mecânico das tensões residuais devido à sobrecarga provocada por teste hidrostático, pode-se concluir as seguintes sentenças:

- O primeiro teste hidrostático realizado no equipamento (TH de fábrica) promove o rearranjo das tensões da estrutura o que favorece a redução no nível de tensões secundárias deixando o equipamento menos susceptível a elevados níveis de tensão;
- O TH de fábrica introduz tensões elásticas compressivas localizadas que minimizam os efeitos de mecanismos de deterioração como, por exemplo, corrosão-sob-tensão;
- O TH periódico não promove alívio mecânico de tensões residuais em soldas longitudinais sem a presença de defeitos uma vez que o perfil de distribuição de tensões através da espessura mostra que os maiores níveis de tensões residuais são próximos do escoamento do material. É prática comum a utilização da pressão de TH de fábrica no TH periódico. Desta forma, o que tinha de ser aliviado ocorreu durante o primeiro teste e a tensão atingida durante o TH periódico será a mesma do TH inicial não promovendo efeitos de alívio de tensões na estrutura;
- Submeter o equipamento a pressões de TH superiores ao estabelecido pelo código do fabricante provoca risco à segurança, visto que as tensões de membrana circunferenciais podem atingir o escoamento do material levando a ocorrência de colapso estrutural;
- O TH promove alívio de tensões residuais em soldas longitudinais com a presença de trinca dado que a intensidade de tensões na ponta do defeito favorece a plastificação nessa região redistribuindo as tensões. Assim, o nível de tensões residuais diminui à medida que a profundidade de trinca aumenta.

Entretanto, descontinuidades podem se tornar críticas ao longo da vida útil do equipamento devido às mudanças de propriedades do material, sendo imprescindível a determinação de um tamanho máximo de trinca para o qual o vaso não possa falhar durante a aplicação de um TH.

## **6 - SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS**

Dado a importância da avaliação de integridade mediante utilização de testes hidrostáticos, é necessário a continuidade e o aprofundamento de estudos relacionados ao tema. Nesse sentido, segue algumas sugestões para futuros trabalhos:

- Determinação de tamanho de defeito crítico após realização de teste hidrostático considerando a presença de mecanismos de danos como fadiga, CST ou fluência.
- Avaliar o fator de intensidade de tensões na ponta da trinca dado a mudança de geometria em virtude do seu rasgamento após realização de um teste hidrostático.
- Avaliar a possibilidade de crescimento subcrítico de descontinuidades em conexões forjadas de vasos de pressão durante a aplicação de teste hidrostático.

## 7 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANDERSON, Ted L.; OSAGE, David A.. API 579: a comprehensive fitness-for-service guide, **International Journal of Pressure Vessel and Piping**, USA, Vol. 77, p. 953-963, 2000.

API 579/ASME FFS1 do American Petroleum Institute and American Society of Mechanical Engineers, **Fitness-For-Service**, 2<sup>st</sup>, USA, 2007.

ARAI, Yoshio; KIKUCHI, Masanori; WATANABE, Takayuki; NAKAGAKI, Michihiko. Residual stress due to welding and its effect on the assessment of cracks near the weld interface, **International Journal of Pressure Vessel and Piping**, Japan, Vol. 63, p. 237-248, 1995.

ASME – American Society of Mechanical Engineers. **Boiler and pressure vessel code, section VIII, divisions 1, 2 and 3**. New York, 2004.

AWS. Welding Handbook - Welding Science and Technology. Miami, 9<sup>th</sup> Edition, Vol. 1, 2001.

BS-7910:2005 da British Standard, **Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures**, England, 2005.

COWAN, A.; PICKER, C.. Some considerations of overpressure test / limiting defect size arguments for ferritic pressure vessel, **International Journal of Pressure Vessel and Piping**, Grã-Bretanha, Vol. 15, p. 105-123, 1985.

DONATO, G. V. Peixoto. **Previsão de tensões residuais em juntas circunferenciais de tubulações**. Rio de Janeiro, 1999. Dissertação (Mestre em Engenharia) – Escola Politécnica da UFRJ, COPPE, Rio de Janeiro, 1999.

DONATO, G. V. Peixoto. **Teste hidrostático – Comentários técnicos**. Workshop: Teste hidrostático em equipamentos, tubulações e dutos. IBP – Instituto Brasileiro de Petróleo, Gás e Biocombustíveis, Rio de Janeiro.

DONG, P.. Length scale of secondary stress in fracture and fatigue, **International Journal of Pressure Vessel and Piping**, USA, Vol. 85, p. 128-143, 2008.

ESTEFEN, S.; GUROVA, T.; CASTELLO X.; LEONTIEN, A.. **Análise de evolução do estado das tensões residuais de soldagem**. Conferência de Tecnologia de Soldagem e Inspeção – Centro de tecnologia SENAI-RJ, Rio de Janeiro, 2008, 16p.

EWI – Edison Welding Institute. **Incorporation of residual stresses caused by welding into fracture assessment procedures – Material Properties Council**. New York, 1999.

FOULDS, J.; ANDREW, S.; VISWANATHAN, R.. Hydrotesting of fossil plant components, **International Journal of Pressure Vessel and Piping**, USA, Vol. 81, p. 481-490, 2004.

GERLACH, H.D.. The german pressure vessel code – Philosophy and safety aspects, **International Journal of Pressure Vessel and Piping**, West Germany, Vol. 8, p. 283-302, 1980.

HOPPE, Rodrigo André. **Avaliação da vida em fadiga de ganchos**. Porto Alegre, 2002, 72 p. Dissertação (Mestre em Engenharia) – Escola de Engenharia da UFRGS, PPGEM, Porto Alegre, 2002.

HUTCHINSON, Thomas William. **Análise de falha por colapso plástico em reatores de coque com abaulamentos no costado**. Florianópolis, 2005, 90p. Dissertação (Mestre em Engenharia) – Universidade Federal de Santa Catarina, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Florianópolis, 2005.

JORNALCANA<sup>®</sup>. **Tecnologia Industrial**. Ribeirão Preto, Dezembro, 2008, p. 31.

LEGGATT, R. H.. Residual stress in welded structures, **International Journal of Pressure Vessel and Piping**, UK, Vol. 85, p. 144-151, 2008.

MARQUES, P. V.; MODENESI, P. J.; BRACARENSE, A. Q.. **Soldagem – Fundamentos e Tecnologia**. Belo Horizonte, 2ª Ed., Editora UFMG, 2007. 363 p.

MARTINS, C. O. D.; STROHAECKER, T. R.; ROCHA, A. S.; HIRSCH, T. K.. Comparação entre técnicas de análise de tensões residuais em anéis de rolamento do aço ABNT 52100, **Revista Matéria**, Rio de Janeiro, Vol. 9, nº 1, p. 20-28, 2004.

MARTINS, GLEYZER. **Fundamentos da Inspeção e Dimensionamento de Vasos de Pressão**. Apostila da Faculdade de Engenharia Mecânica – Universidade de Rio Verde, Rio Verde, 2008, 91p.

MASUBUCHI, Koichi. **Analysis of Welded Structures**. Massachusetts, 1<sup>st</sup> Edition, Pergamon Press Ltd., 1980.

NJO, D. H.. **Stable crack growth during overstressing or proof testing of pressure vessel.** Committee on the safety nuclear Installations OECD Nuclear Energy Agency, Paris, 1985.

NORMA REGULAMENTADORA, Ministério do Trabalho e Emprego. **NR-13 – Caldeiras e vasos de pressão.** Brasília, 1995.

NUNES, Menezes Rafael. Análise de tensões residuais no processo de trefilação combinada do aço AISI 1048 visando minimizar distorções pós processamento. Porto Alegre, 2008. 110 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Escola de Engenharia da UFRGS, PPGEM, Porto Alegre, 2008.

OGATA, H. T. da Silva. **Determinação da influência das tensões residuais nas propriedades de fadiga em aço SAE 8620 processado com diferentes profundidades de camada de cementação.** Curitiba, 2003, 143p. Dissertação (Mestre em Ciências dos Materiais) – UFPR, Programa Interdisciplinar de Pós-Graduação, Curitiba, 2003.

PEDROSA, P. D. de Souza. **Variação do estado de tensões residuais introduzidas por shot peening em aço Duplex UNS S 31803 durante ciclos de fadiga.** Rio de Janeiro, 2007, 188p. Tese (Doutor em Engenharia) – Escola Politécnica da UFRJ, COPPE, Rio de Janeiro, 2007.

PEREIRA, Jorge dos Santos Filho. **Análise de efeito de teste hidrostático em vasos de pressão.** Florianópolis, 2004, 115p. Dissertação (Mestre em Engenharia) – Universidade Federal de Santa Catarina, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Florianópolis, 2004.

PITELLA, Rogério Milléo. **Determinação de tensões residuais em aço C45 PBK em condições limites de usinagem.** Curitiba, 2003. 121 p. Dissertação (Mestre em Engenharia) – Departamento de Engenharia Mecânica da UFPR, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Curitiba, 2003.

PROVOST, W.. Effects of a stress relief heat treatment on the toughness of pressure vessel quality steels – Influence of the plate thickness, **International Journal of Pressure Vessel and Piping** , Belgium, Vol. 10, p. 93-118, 1982.

RASTOGI, Rohit. An introduction to API RP 579: Section 9, assessment of crack like flaws, **Indian Nuclear Society – Lectures on Welding, NDE and Integrity Assessment**, Mumbai, Lecture number 19a, 2006.

RASTOGI, Rohit. An introduction to BS 7910: The UK guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures, **Indian Nuclear Society – Lectures on Welding, NDE and Integrity Assessment**, Mumbai, Lecture number 19b, 2006.

SANTOS, M. Fonseca dos. **Avaliação de integridade estrutural de equipamentos de processo comparação entre as normas BS-7910 e API-RP-579**. Rio de Janeiro, 2006, 102p. Trabalho de conclusão de curso (Engenheiro Mecânico – Departamento de Engenharia Mecânica da UERJ, Rio de Janeiro, 2006.

TAO, Lu; YAOWU, Shi; LIPEI, Chiang. Residual stress distributions and plastic zones in heterogeneous welded plates with a transverse crack, **International Journal of Pressure Vessel and Piping**, China, Vol. 77, p. 549-553, 2000.

TELLES, Pedro Carlos da Silva. **Vasos de pressão**. Rio de Janeiro, 2ª Ed., Editora LTC, 1996. 302p.

ZEEMANN, A.; EMYGDIO, P. R. Oliveira. **Básico de Soldagem**. Material didático da TECMETAL. 2001, 42p.

ZEEMANN, A.. **Tensões residuais de soldagem**. Infosolda – O site brasileiro da soldagem – [www.infosolda.com.br](http://www.infosolda.com.br).