

***“Alívio de tensões residuais em juntas soldadas de caixa  
espiral de turbina hidráulica”***

BENEDITO MARCIO DA SILVA

BENEDITO MARCIO DA SILVA

ALÍVIO DE TENSÕES RESIDUAIS EM JUNTAS SOLDADAS DE  
CAIXA ESPIRAL DE TURBINA HIDRÁULICA

Dissertação apresentada à Faculdade  
de Engenharia do Campus de  
Guaratinguetá, Universidade  
Estadual Paulista, para obtenção do  
título de Mestre em Engenharia  
Mecânica na área de Projetos e  
Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Tomaz Manabu Hashimoto

Guaratinguetá - SP  
2005

S586a Silva, Benedito Marcio da  
Alívio de tensões residuais em juntas soldadas de caixa espiral de turbina hidráulica / Benedito Marcio da Silva . – Guaratinguetá : [s.n.], 2005  
132f. : il.

Bibliografia: f. 128-132  
Dissertação (mestrado) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2005  
Orientador: Prof. Dr. Tomaz Manabu Hashimoto

1. Tensões residuais I. Título

CDU 620.172.21

**“ALÍVIO DE TENSÕES RESIDUAIS EM JUNTAS SOLDADAS DE CAIXA  
ESPIRAL DE TURBINA HIDRÁULICA”**

***BENEDITO MARCIO DA SILVA***

**ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE  
“MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA”**

**PROGRAMA: ENGENHARIA MECÂNICA  
ÁREA: PROJETOS E MATERIAIS**

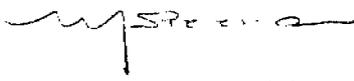
**APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO**

  
**Prof. Dr. João Andrade de Carvalho Júnior**  
Coordenador

***BANCA EXAMINADORA:***

  
**Prof. Dr. TOMAZ MANABU HASHIMOTO**

Orientador / Unesp-Feg

  
**Prof. Dr. MARCELO DOS SANTOS PEREIRA**

Unesp-Feg

  
**Prof. Dr. JOSÉ RUBENS DE CAMARGO**

Unitau/Taubaté

*Agosto de 2005*



**UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA**  
***CAMPUS DE GUARATINGUETÁ***

**DADOS CURRICULARES**

**BENEDITO MARCIO DA SILVA**

NASCIMENTO	03.06.1963 – TAUBATÉ / SP
FILIAÇÃO	Nelson da Silva Lídia Maria da Silva
1988/1992	Curso de Graduação em Engenharia Mecânica Universidade de Taubaté - UNITAU
2001/2005	Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, nível de Mestrado na Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá da UNESP

Primeiramente a DEUS, por sempre estar comigo e me amparar.  
De modo especial, à minha esposa Andréia que me incentivou e apoiou em todos os momentos, e aos meus filhos Matheus e Lucas que souberam ter paciência e sempre estiveram ao meu lado.

## AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar agradeço a Deus, que me protege, me governa e me ilumina. Agradeço pela minha vida, minha inteligência, minha família e meus amigos,

Ao meu orientador, *Prof. Dr. Tomaz Manabu Hashimoto* que sempre me incentivou. Sem a sua orientação, dedicação e auxílio, o estudo aqui apresentado seria quase impossível.

Aos meus pais *Nelson e Lidia*, que sempre incentivaram meus estudos.

À Alstom Brasil Ltda., que patrocinou as leituras das medições das tensões residuais.

Aos amigos da Alstom Brasil Ltda., que sempre me ajudaram e apoiaram para a realização deste estudo.

À Dra. Tetyana Gurova e ao Fábio Aguiar pelo grande empenho nas medições das tensões residuais que foram realizadas no campo.

Ao pessoal da equipe de montagem eletro-mecânica da empresa Camargo Corrêa S.A., que fizeram a montagem dos equipamentos da UHE Barra Grande, e que nos prestaram grande apoio para a realização das medições das tensões residuais no campo.

“Mesmo as pessoas mais talentosas acabarão caindo na mediocridade se não aproveitarem bem o tempo para desenvolver o seu talento. Você deve tomar, agora mesmo, a decisão de usar eficazmente o seu tempo. As horas ociosas escoam rapidamente, sem nenhum proveito. Mas as horas bem aproveitadas resultam em obras de infinito valor.”

(Masaharu Taniguchi)

SILVA, Benedito Marcio. Alívio de tensões residuais em juntas soldadas de caixa espiral de turbina hidráulica. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2005.

## **RESUMO**

A construção de uma turbina hidráulica consiste, em linhas gerais, de montagem por solda dos vários componentes da estrutura. As tensões residuais em junta soldada são de natureza complexa envolvendo fenômenos mecânicos e metalúrgicos. Vias de regra, essas tensões são aliviadas e, no caso particular de caixa espiral de turbina hidráulica, geralmente são feitos por processo mecânico (pressão hidrostática), não havendo inspeção para controlar o alívio total ou parcial das tensões. Nesta pesquisa foram analisadas as tensões existentes nas soldas de uma caixa espiral, que é à parte da turbina fabricada de chapas de aço carbono calandradas e soldadas, onde o alívio destas tensões residuais procedeu-se pelo processo mecânico. Foram feitas inspeções por medidas de tensões residuais através do método de difração de raios-X. Os resultados mostraram um comportamento não uniforme da distribuição de tensões, e em algumas soldas, houve reversão dos estados de tensões. Portanto, o alívio de tensões produzido pelo ensaio mecânico proposto (pressão hidrostática) mostrou que é possível alterar o estado de tensão das soldas para que sejam aliviadas a níveis admissíveis.

**PALAVRAS-CHAVE:** Tensões residuais, alívio de tensões, difração de raios-X.

SILVA, Benedito Marcio. Residual stresses relief in welded joints of spiral case of hydraulic turbine. Dissertation (Master's degree in Mechanical Engineering)–University of Engineering of Guaratinguetá, From São Paulo State University, Guaratinguetá, 2005.

### **Abstract**

The construction of a hydraulic turbine consists, in general lines, of assembly for it welds of the several components of the structure. The residual stresses in the welded joints are of complex nature involving mechanical and metallurgists phenomena. Rule roads, those stresses are relived and, in the case peculiar of hydraulic turbine, they are generally done by mechanical process (hydrostatic pressure), not having inspection to control of total or partial relief of the stresses. In this research were analyses the residual stresses in the welds joints of spiral case, that is to the part of the manufactured turbine of carbon steel plates, cut, calendared and welded, and the stresses relief was proceeded by the mechanical process. They were made inspections by measures of residual stresses by X-ray diffraction method. The results showed a behavior non-uniform of the stresses distributions, and in some welds, there were a reversion of the stresses states. Therefore, the relief of stresses produced by the proposed mechanical test (hydrostatic pressure) it showed that is possible to alter the stresses state of the welds so that they are relieved at acceptable levels.

**KEYWORDS:** Residual stress, stress relief, X-ray diffraction

## SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	
LISTA DE TABELAS	
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS	
LISTA DE SÍMBOLOS E UNIDADES	
<b>1 INTRODUÇÃO</b>	<b>21</b>
<b>2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	<b>25</b>
2.1 AÇOS CARBONO E AÇOS DE BAIXA LIGA	25
<b>2.1.1 Introdução</b>	<b>25</b>
<b>2.1.2 Classificação quanto a soldabilidade</b>	<b>26</b>
2.2. AÇOS APLICADOS PARA CONSTRUÇÃO DE CAIXA ESPIRAL	28
2.3. SOLDAGEM	29
<b>2.3.1 Tipos de soldagem</b>	<b>30</b>
<b>2.3.2 Metalurgia da soldagem</b>	<b>33</b>
2.3.2.1 Energia de soldagem	33
2.3.2.2 Ciclos térmicos	35
2.3.2.3 Repartição térmica	39
2.4. SOLDABILIDADE	40
<b>2.4.1 Metal de solda</b>	<b>41</b>
<b>2.4.2 Zona de ligação</b>	<b>47</b>
<b>2.4.3 Zona termicamente afetada</b>	<b>47</b>
<b>2.4.4 Procedimento de soldagem</b>	<b>53</b>
2.5. TENSÕES RESIDUAIS	59
<b>2.5.1 Tensões residuais em metais</b>	<b>59</b>
<b>2.5.2 Tensões residuais na soldagem</b>	<b>60</b>
2.6. MEDIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS	64

<b>2.6.1 Técnicas para medição de tensões residuais</b>	64
<b>2.6.2 Medição de tensões residuais em metais por difração de raios-X</b>	67
2.6.2.1 Princípios da difração de raios-X	67
2.6.2.2 Método da tensometria por difração de raios-X	71
<b>2.7. ALÍVIO DE TENSÕES RESIDUAIS</b>	74
<b>2.7.1 Prova de tensão</b>	75
<b>3. MATERIAIS E MÉTODOS</b>	77
<b>3.1 DESCRIÇÃO DO PROJETO</b>	77
<b>3.1.1 Caixa espiral</b>	77
<b>3.1.2 Juntas soldadas</b>	79
<b>3.1.3 Controle das juntas soldadas</b>	80
<b>3.2 MATERIAIS</b>	81
<b>3.2.1 Material de base</b>	81
<b>3.2.2 Material de adição</b>	83
<b>3.3 PROCESSO DE SOLDAGEM</b>	84
<b>3.4 ENSAIO DE PRESSÃO E ALÍVIO DE TENSÕES</b>	86
<b>3.5 MEDIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS</b>	87
<b>3.5.1 Definição do equipamento utilizado para as medições</b>	87
<b>3.5.2 Metodologia de medição das tensões</b>	92
<b>3.5.3 Definição dos pontos de medição</b>	96
<b>3.5.4 Valores das tensões esperadas na caixa espiral</b>	102
<b>4. RESULTADOS E DISCUSSÃO</b>	103
<b>4.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS</b>	103
<b>4.2 TENSÕES MEDIDAS NOS PONTOS 1, 2, 3 E 4</b>	107
<b>4.2.1 Análise dos resultados no ponto 1</b>	110
<b>4.2.2 Análise dos resultados no ponto 2</b>	111
<b>4.2.3 Análise dos resultados no ponto 3</b>	112
<b>4.2.4 Análise conjunta dos pontos 1, 2 e 3</b>	112
<b>4.3 TENSÕES MEDIDAS NOS PONTOS 4, 5 E 5'</b>	114

<b>4.3.1 Análise dos resultados no ponto 4</b>	118
<b>4.3.2 Análise dos resultados no ponto 5, medições com a caixa espiral vazia</b>	118
<b>4.3.3 Análise dos resultados no ponto 5, medições com a caixa espiral cheia d'água</b>	119
<b>4.3.4 Análise dos resultados no ponto 5', medições após o corte da virola</b>	120
<b>4.3.5 Análise conjunta dos pontos 4, 5 e 5'</b>	120
<b>4.4 TENSÕES MEDIDAS NO PONTO 5 DURANTE O ENSAIO DE PRESSÃO</b>	122
<b>4.4.1 Análise dos resultados do ponto 5, medições durante o TMat</b>	124
<b>5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA PRÓXIMOS TRABALHOS</b>	125
<b>5.1. CONCLUSÕES</b>	125
<b>5.2. SUGESTÕES PARA PRÓXIMOS TRABALHOS</b>	126
<b>6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b>	128
<b>7. BIBLIOGRÁFICAS CONSULTADAS</b>	130

## LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1.1 – Representação esquemática da implantação da caixa espiral em uma usina hidrelétrica	23
FIGURA 1.2 – Representação esquemática da caixa espiral dentro da casa de força de uma usina hidrelétrica	24
FIGURA 1.3 – Representação de uma caixa espiral.	24
FIGURA 2.1 – Variações de temperatura ao longo de uma junta	36
FIGURA 2.2 – Efeito da geometria e espessura relativa da chapa no regime de troca de calor	38
FIGURA 2.3 – Repartição térmica para uma junta soldada de aço ao carbono	40
FIGURA 2.4 – Diluição da solda	42
FIGURA 2.5 – Esquema de distribuição de soluto nas estruturas de solidificação celular e dendrítica	45
FIGURA 2.6 – Estruturas de solidificação formadas devido a diferentes graus de super-resfriamento constitucional	46
FIGURA 2.7 – Esquema de uma ZTA em uma junta soldada	50
FIGURA 2.8 – Trincas de decoesão lamelar em aços	51
FIGURA 2.9 – Tensões residuais típicas em soldagem de chapas	63
FIGURA 2.10 – Um feixe de raios-X é refletido com interferência construtiva quando o ângulo de incidência é igual ao ângulo de reflexão	69
FIGURA 2.11 – Lei de Bragg	70
FIGURA 2.12 – Princípio da medida de difração de raios-X	72
FIGURA 2.13 – Representação esquemática das tensões e deformações indicando a rotação angular usada na análise de difração por raios-X	73

FIGURA 2.14 – Esquema mostrando a distribuição de tensões em uma soldagem em chanfro quando cargas uniformes são aplicadas às tensões residuais são aliviadas após estas aplicações de cargas	75
FIGURA 2.15 – Esquema do comportamento da tensão e deformação durante o tratamento mecânico de alívio de tensão	76
FIGURA 3.1 – Detalhe do projeto da caixa espiral da UHE Barra Grande	78
FIGURA 3.2 – Detalhe das soldas da caixa espiral da UHE Barra Grande	79
FIGURA 3.3 - Gráfico de aplicação de pressão para ensaio e alívio de tensões residuais	86
FIGURA 3.4 - Conjunto “RAYSTRESS”	87
FIGURA 3.5 - Medição de tensões residuais após reparo através do equipamento de raios-X portátil	88
FIGURA 3.6 - Esquema óptico do equipamento RAYSTRESS	90
FIGURA 3.7 - Cassete com filme de raios-X	91
FIGURA 3.8 - Microdensitômetro	91
FIGURA 3.9 - Projeção estereográfica do "ψ - goniômetro" usado no equipamento portátil de raios-X	93
FIGURA 3.10 - Esquema de medição de tensões com o equipamento portátil	95
FIGURA 3.11 - Determinação do máximo ( $L_0$ ) da raia de $0^0$ para cálculo do valor de tensão	95
FIGURA 3.12 - Determinação do máximo ( $L_{50}$ ) da raia de $50^0$ para cálculo do valor de tensão	96
FIGURA 3.13 – Macrografia na junta soldada para definição da região da ZTA	97
FIGURA 3.14 – Regiões de medições nas juntas soldadas	98
FIGURA 3.15 – Pontos de medição de tensão residual para o modelo TMAP	101

FIGURA 4.1 – Foto da vista parcial superior da caixa espiral da UHE Barra Grande	103
FIGURA 4.2 – Foto do equipamento de raios-X portátil	104
FIGURA 4.3 – Fotos dos pontos medidos 1, 2 e 3	105
FIGURA 4.4 – Foto das regiões medidas no ponto 4	105
FIGURA 4.5 – Gráfico das tensões residuais nos pontos 1, 2 e 3	109
FIGURA 4.6 – Seção da caixa espiral indicando os pontos 1, 2 e 3	113
FIGURA 4.7 – Gráfico das tensões residuais nos pontos 4, 5 e 5'	117
FIGURA 4.8 – Gráfico das tensões residuais no ponto 5 durante o TMAP	123

## LISTA DE TABELAS

TABELA 2.1 – Tipos de soldagem	32
TABELA 2.2 – Principais tipos de material de base e transformações durante a soldagem	52
TABELA 2.3 – Normas de qualificação requeridas por algumas normas de projeto	54
TABELA 2.4 – Comparação dos principais métodos não destrutivos para a medição das tensões residuais	66
TABELA 3.1 - Composição química das chapas utilizadas no modelo TMAT	81
TABELA 3.2 - Propriedades mecânicas das chapas utilizadas no modelo TMAT	82
TABELA 3.3 – Composição química dos consumíveis	83
TABELA 3.4 - Propriedades mecânicas mínimas garantidas dos consumíveis	83
TABELA 3.5 – Dados das EPS's utilizadas no modelo para TMAT	85
TABELA 3.6 – Pontos de medição para o modelo TMAT	98
TABELA 3.7 – Valores de tensões calculadas para os pontos escolhidos para as medições de tensões	102
TABELA 4.1 – Medição das tensões residuais no ponto 1 – antes e após o TMAT com a caixa espiral vazia	107
TABELA 4.2 – Medição das tensões residuais no ponto 2 – antes e após o TMAT com a caixa espiral vazia	108
TABELA 4.3 – Medição das tensões residuais no ponto 3 – antes e após o TMAT com a caixa espiral vazia	108
TABELA 4.4 – Medição das tensões residuais no ponto 4 – antes e após o TMAT com a caixa espiral vazia	115

TABELA 4.5 – Medição das tensões residuais no ponto 5 – antes e após o TMAT com a caixa espiral vazia	115
TABELA 4.6 – Medição das tensões residuais no ponto 5 – antes e após o TMAT com a caixa espiral cheia de água	116
TABELA 4.7 – Medição das tensões residuais no ponto 5' após o corte do tampo de teste da caixa espiral	116
TABELA 4.8 – Medição das tensões residuais no ponto 5 – durante o TMAT no metal de adição na direção transversal	122

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ANSI	<i>American National Standards Institute</i>
API	<i>American Piping Institute</i>
ASM	<i>American Standard for Metals</i>
ASME	<i>American Society of Mechanical Engineering</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
AWS	<i>American Welding Society</i>
CE	<i>Carbono Equivalente</i>
COPPETEC	<i>Centro de Tecnologia UFRJ</i>
D	<i>Diluição da solda</i>
DIN	<i>Deutsches Institut für Norming</i>
e	<i>Espessura da peça</i>
E	<i>Energia de Soldagem ou Aporte de Calor</i>
EN	<i>Euro Norming</i>
EPS	<i>Especificação de Procedimento de Soldagem</i>
f	<i>Eficiência de transmissão de calor</i>
FCAW	<i>Flux Cored Arc Welding</i>
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding</i>
IIW	<i>International Institute of Welding</i>
MA	<i>Metal de Adição</i>
MB	<i>Metal de Base</i>

MCAW	<i>Metal Cutting Arc Welding</i>
MAG	<i>Metal Active Gas</i>
MIG	<i>Metal Inert Gas</i>
p	<i>Potência despendida pela fonte de calor na soldagem</i>
PH	<i>Precipitation Hardening</i>
RQPS	<i>Registro de Qualificação do Procedimento de Soldagem</i>
RQS	<i>Relatório da Qualificação do Soldador</i>
SAW	<i>Submerged Arc Welding</i>
SMAW	<i>Shielded Metal Arc Welding</i>
TMAT	<i>Teste Mecânico de Alívio de Tensões</i>
Tc	<i>Temperatura de interpasso</i>
To	<i>Temperatura inicial da peça</i>
UFRJ	<i>Universidade Federal do Rio de Janeiro</i>
UHE	<i>Usina Hidrelétrica</i>
v	<i>Velocidade de avanço</i>
Vt	<i>Velocidade de resfriamento</i>
ZTA	<i>Zona Termicamente Afetada</i>

## LISTA DE SÍMBOLOS E UNIDADES

Al	<i>Alongamento</i>
°C	<i>Grau Celsius</i>
$d$	<i>Distância interplanar dos planos cristalinos</i>
E	<i>Módulo de elasticidade</i>
°F	<i>Grau Fahrenheit</i>
I	<i>Corrente elétrica (Ampere)</i>
J	<i>Unidade de energia (Joule)</i>
$\kappa$	<i>Condutividade térmica do metal</i>
ksi	<i>Unidade de tensão (aproximadamente 7x menor que 1 MPa)</i>
MPa	<i>Unidade de tensão - Mega Pascal (N/mm<sup>2</sup>)</i>
W	<i>Potência elétrica (Watt)</i>
$\nu$	<i>Coefficiente de Poisson</i>
V	<i>Tensão (Volt)</i>
$\mu\text{m}$	<i>10<sup>-6</sup> metros</i>
$\rho_c$	<i>Calor específico volumétrico</i>
$\tau$	<i>Fator de definição do regime de troca de calor</i>
$\lambda$	<i>Comprimento de onda</i>
$\theta$	<i>Ângulo de Bragg</i>
$\psi$	<i>Ângulo entre a superfície normal e a normal aos planos cristalográficos</i>
$\epsilon$	<i>Deformação</i>

$\epsilon_{\varphi,\psi}$	<i>Deformação na direção definida pelos ângulos <math>\varphi</math> e <math>\psi</math></i>
$\sigma_1$	<i>Tensão na direção 1</i>
$\sigma_2$	<i>Tensão na direção 2</i>
$\sigma_\phi$	<i>Tensão na direção do ângulo indicado</i>
$\sigma_r$	<i>Tensão limite de resistência a tração</i>
$\sigma_e$	<i>Tensão limite de escoamento</i>
$\sigma_t$	<i>Tensão transversal</i>
$\sigma_l$	<i>Tensão longitudinal</i>
$\sigma_\varphi$	<i>Componente da tensão na superfície na direção arbitrada <math>\varphi</math></i>
$\sigma_1$ e $\sigma_2$	<i>Tensões principais no plano da amostra</i>

## 1 INTRODUÇÃO

A caixa espiral de uma turbina hidráulica, juntamente com o pré-distribuidor que é composto de pás fixas, tem como função direcionar o fluxo d'água que chega pelo conduto forçado para o interior da turbina. Possui seções variáveis para manter a velocidade do fluxo em função da distribuição do fluxo d'água ao longo da caixa espiral, e, está sujeita a pressão em função da queda d'água.

Normalmente, uma caixa espiral é fabricada em chapas de aço carbono cortadas, calandradas e soldadas, podendo ser fabricadas também em aço fundido ou em concreto, dependendo muito das condições de cada projeto de turbina. As figuras 1.1, 1.2 e 1.3 ilustram, esquematicamente, uma planta de uma unidade geradora de usina hidrelétrica. No caso em estudo, tratou-se de caixa espiral fabricada em chapas de aço carbono cortadas, calandradas e soldadas.

Todo processo de soldagem introduz tensões residuais de natureza complexa envolvendo fenômenos mecânicos e metalúrgicos que devem ser evitados. Portanto, é recomendado que estas soldas da caixa espiral sejam aliviadas.

Geralmente, as especificações técnicas, editais de concorrência e licitação para o fornecimento de equipamentos para usinas hidrelétricas, indicam no item específico para a caixa espiral de turbina hidráulica que a mesma deva ser projetada e fabricada conforme código American Society of Mechanical Engineering - ASME (2001), que é código americano criado para reger os critérios de projeto e fabricação de equipamentos sujeitos a pressão (tipo vasos de pressão).

O parágrafo U-1 (c) (2)-c da SEÇÃO VIII – DIVISÃO I, deste código ASME indica que turbina não está incluso no escopo desta divisão. Entretanto, esta indicação quase sempre é colocada nas especificações, devido às boas

características que este código tem, sobretudo no aspecto da boa prática de fabricação (qualificação de procedimentos de soldagem, inspeção e ensaios não destrutivos).

Neste código, ASME SEÇÃO VIII – DIVISÃO I – UCS-56, é recomendado que toda junta soldada acima de 1 ½” (aproximadamente 38mm) de espessura seja tratada termicamente para alívio de tensões residuais, e, em caixa espiral de turbinas de porte médio e grande, é normal que grande parte das virolas que compõem esta caixa tenham espessuras maiores que 1 ½”.

Como esta parte das turbinas hidráulica de médio e grande porte possui grandes dimensões, é normal que as virolas sejam cortadas e calandradas em fábrica e a montagem e soldagem entre estas virolas da caixa espiral, e entre estas e o pré-distribuidor, sejam executadas na obra. Com isto, um tratamento térmico para alívio de tensões nas soldas deveria ser localizado, pois é inviável a criação de uma atmosfera controlada única para todas as virolas. Este tratamento térmico localizado possui também muitas variáveis e restrições de processo, além do custo muito alto que inviabiliza esta prática.

A ALSTOM Brasil Ltda., uma das maiores fabricantes mundiais de equipamentos para usina hidrelétrica, faz este alívio de tensões residuais nas juntas soldadas da caixa espiral através do ensaio hidrostático de pressão. Neste ensaio, a caixa é totalmente fechada, cheia com água e, pressurizada gradativamente, com patamares de acréscimo e decréscimo de pressão, até que se atinja a pressão máxima de ensaio, que geralmente é em torno de 1,3 vezes à máxima pressão de trabalho da caixa espiral. Esta prática já é consagrada pela ALSTOM, e com grandes evidências através de inúmeros projetos já realizados, mas nunca foi verificado pela ALSTOM o quanto estas tensões residuais foram aliviadas.

Existem muitos estudos teóricos de que a tensão residual na junta soldada é aliviada quando a mesma é submetida a um esforço em que a tensão

nesta junta atinja o valor do limite de escoamento do material e, em seguida, é relaxada com a retirada do esforço.

Neste trabalho de pesquisa, não foi encontrado nenhuma norma internacional ou nenhum trabalho científico que comprove o quanto esta tensão residual é aliviada através deste processo mecânico pelo ensaio hidrostático de pressão. Portanto, o objetivo deste estudo foi o de verificar e comprovar o quanto esta prática de alívio de tensões em juntas soldadas de caixa espiral, realizado pela Alstom, através do ensaio de pressão, é eficiente.

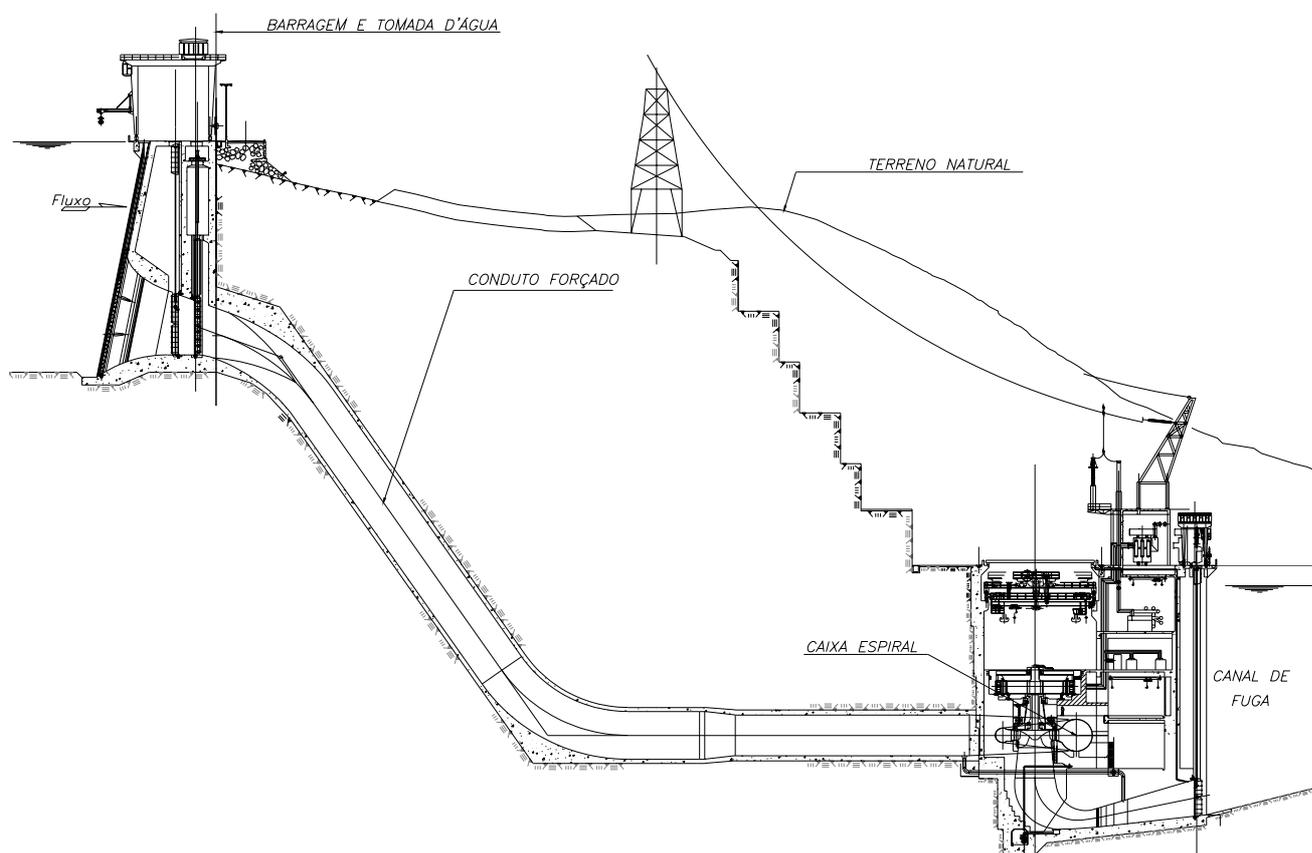


Figura 1.1 – Representação esquemática da implantação da caixa espiral em uma usina hidrelétrica.

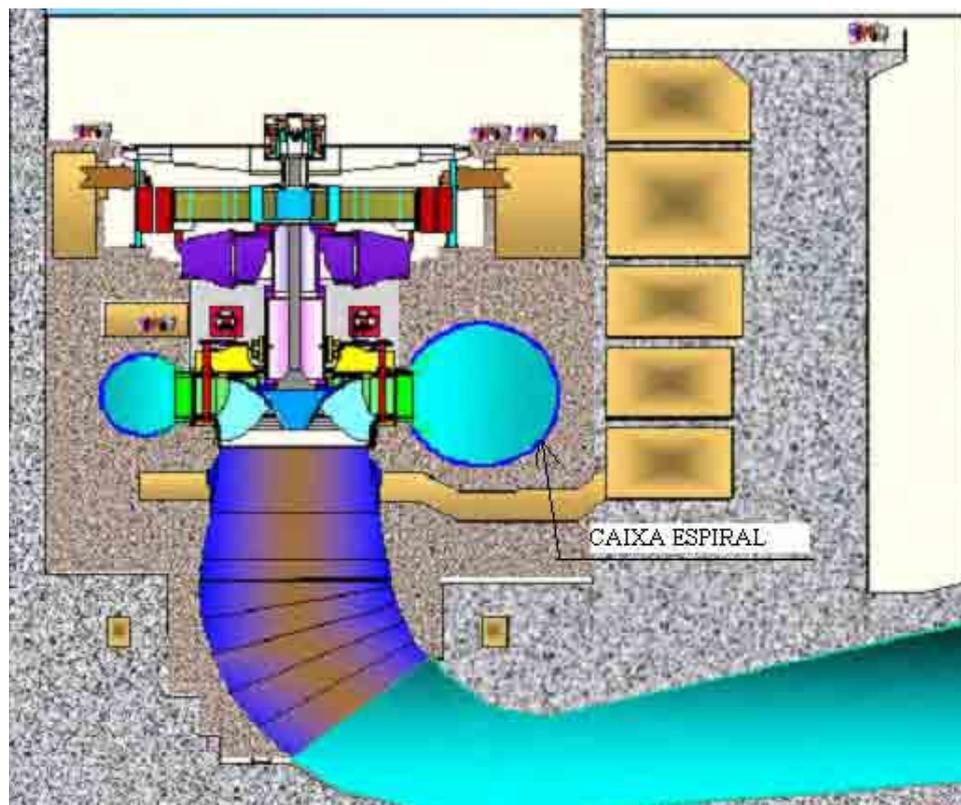


Figura 1.2 – Representação esquemática da caixa espiral dentro da casa de força de uma usina hidrelétrica.

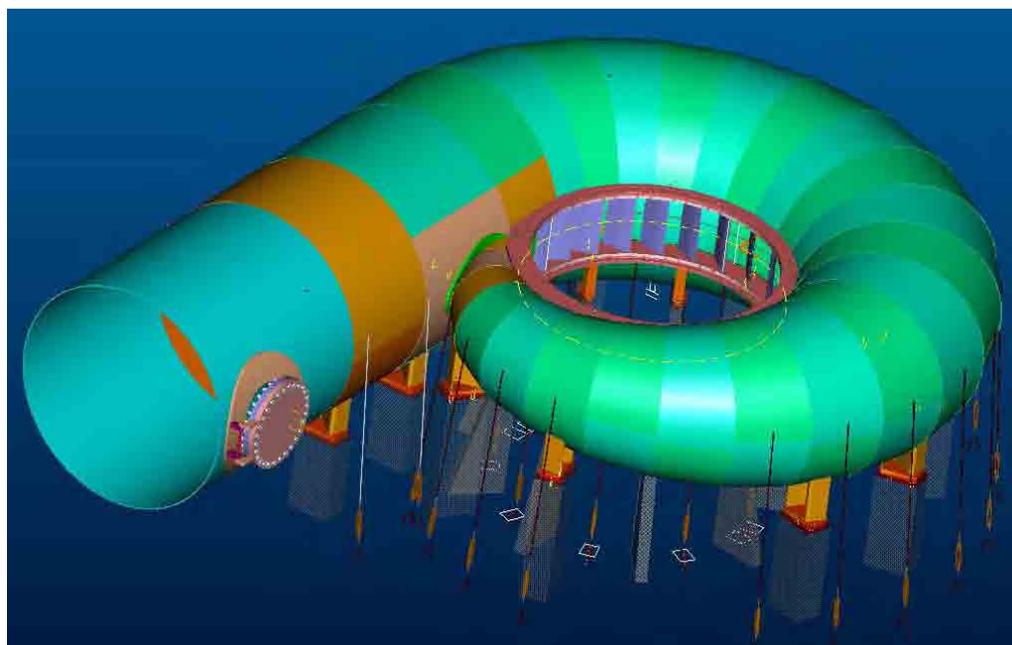


Figura 1.3 – Representação de uma caixa espiral.

## **2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

### **2.1 AÇOS CARBONO E AÇOS DE BAIXA LIGA**

#### **2.1.1 Introdução**

Segundo a norma American Welding Society - AWS (1994), a maioria dos aços utilizados em construções soldadas são aços de baixo teor de carbono, entre 0,04 e 0,25%, e com teor de manganês normalmente menor que 0,9%. São aços predominantemente de estrutura ferrítica que não apresentam dificuldades na soldagem, porém, têm baixa resistência mecânica. Aços de baixo teor de carbono para construções soldadas têm tensão de escoamento normalmente entre 165 e 250 MPa.

Sem redução significativa da soldabilidade e facilidade de fabricação, devido às vantagens de maiores tensões de escoamento para diminuir o peso das estruturas, com conseqüente economia de material e energia, principalmente em equipamentos de transportes, foram desenvolvidos aços para estruturas com baixo teor de elementos de liga e grande resistência mecânica.

Aços carbono e aços de baixa liga representam aproximadamente 95% dos metais usados nas construções e fabricações pelo mundo. Boas propriedades mecânicas e um amplo alcance de resistências, combinado com um relativo baixo custo e facilidade de fabricação, favorece seu uso. Por causa destes atributos, os aços carbono e aços de baixa liga são uma excelente escolha para instrumentos, veículos, pontes, construções, máquinas, vasos de pressão, estruturas externas, equipamentos para estradas de ferro, navios e um amplo alcance de produtos de consumo. O extensivo uso dos aços carbono e aços de baixa liga significa que soldagem, brasagem e corte por calor é comum para estes aços.

### 2.1.2 Classificação quanto a soldabilidade

Quanto a soldabilidade, os aços carbono e aços de baixa liga podem ser divididos em cinco grupos de acordo com suas composição, resistência, tratamento térmico, ou propriedades em altas temperaturas. Os grupos são identificados como (AMERICAN WELDING SOCIETY – AWS, 1994):

- aços carbono;
- aços de alta resistência e baixa liga;
- aços temperados e revenidos;
- aços de baixa liga tratados termicamente;
- aços cromo-molibdênio.

Nestes cinco grupos de aços são disponíveis uma variedade de formas de produtos incluindo chapas finas, chapas grossas, perfis, tubos, forjados, fundidos e perfis estruturais. Independentemente da forma do produto, na ordem de estabelecer procedimentos de soldagem satisfatórios, a composição química, propriedades mecânicas, e condições de tratamento térmico devem ser conhecidos, onde a soldabilidade primária é uma função destes três fatores. Embora os maiores volumes dos aços sejam utilizados de forma trabalhada, as mesmas considerações são aplicadas para soldagem, brasagem, e corte por calor de forjados e fundidos. Contudo, com grandes forjados e fundidos, considerações devem ser tomadas para o efeito do tamanho ou espessura com respeito ao aquecimento inicial, resfriamento e controle. Outros fatores, a serem considerados com os fundidos, são os efeitos de elementos residuais e variações localizadas na composição química, como pode não ocorrer em aços trabalhados.

A composição química dos aços carbono, tipicamente, inclui percentagens em peso até 1,00% carbono, até 1,65% de manganês e até 0,6%

de silício. Aços carbono normalmente trabalhados são usados na condição de laminados, embora possam ser na condição de recozido ou normalizado.

Aços de alta resistência e baixa liga são projetados para obter as melhores propriedades mecânicas do que aços carbono convencionais. Geralmente eles são classificados de acordo com as propriedades mecânicas, ao invés da composição química. Seus valores mínimos de resistência ao escoamento caem dentro de uma faixa de 289 a 551 MPa (42 a 80 ksi). Estes aços usualmente são soldados depois de laminados, normalizados, ou na condição de endurecidos por precipitação.

Aços temperados e revenidos são um grupo de aços carbono e aços de baixa liga que são geralmente tratados para se obter resistência ao escoamento na faixa de 345 a 1034 MPa (50 a 150 ksi). Em adição, eles são projetados para serem soldados na condição de tratados termicamente. Normalmente, os conjuntos soldados não recebem um tratamento de pós-aquecimento, a menos que seja requerida para se obter uma estabilidade dimensional ou para atender a um código de construção.

Vários graus de tratamentos térmicos para aços de baixa liga apresentam pobre soldabilidade. Estes aços, geralmente, possuem maior teor de carbono do que os aços de baixa liga e alta resistência e dos aços temperados e revenidos. Conseqüentemente, embora eles sejam capazes de ter alta resistência, falta-lhes tenacidade na condição de soldados e podem ser suscetíveis as trincas na região da zona termicamente afetadas (ZTA). Tratamento térmico pós solda pode reduzir o risco de trincamento e realçar a tenacidade ao entalhe dos conjuntos soldados, fabricados em aços de baixa liga tratados termicamente.

Aços cromo-molibdênio foram usados primeiramente para serviços de elevadas temperaturas, aproximadamente 704°C (1300°F), para resistir à fluência e à corrosão, em aplicações semelhantes a usinas de geração de energia, indústrias químicas ou refinarias de petróleo. Eles podem ser soldados

em várias condições de tratamentos térmicos (recozido, normalizado e temperado, ou temperado e revenido). Tratamento térmico pós-solda sempre é requerido pelos códigos de fabricação para melhorar a ductilidade, tenacidade, e a resistência à corrosão e também reduzir a tensão causada pela soldagem.

## 2.2 AÇOS APLICADOS PARA CONSTRUÇÃO DE CAIXA ESPIRAL

Existem várias normas internacionais para estas chapas de aço carbono, mas as mais empregadas são a América Society for Testing and Materials - ASTM e a Deutsches Institut für Norming - DIN. No caso deste projeto em estudo, cujo fabricante de caixa espiral é a empresa ALSTOM Brasil Ltda., os materiais mais comuns são o DIN EN 10025 S275 J2G3 (1994) e o DIN EN 10025 S355 J2G3. Existem projetos em que é exigida que a caixa espiral seja projetada e fabricada conforme o código ASME seção VIII – divisão I e II, e nestes casos são empregados materiais da norma ASTM como os do tipo ASTM A516 ou ASTM A537.

Como foi dito anteriormente, este projeto é um estudo de caso relacionado com a fabricação de caixa espiral de turbina hidráulica de concepção ALSTOM. Então os materiais a serem considerados são o DIN EN 10025 S275 J2G3 e o DIN EN 10025 S355 J2G3. Segue as características destes materiais:

- são classificados como aços estruturais;
- são aços acalmados;
- sofrem processo de normalização durante ou após a laminação da chapa;
- composição química para uma chapa com espessura maior que 40mm:

Elementos Químicos	C	Mn	Si	P	S	Al
% (máxima)	0,22	1,60	0,55	0,035	0,035	0,020

- propriedades mecânicas:

$\sigma_r$ (MPa)	$\sigma_e$ (MPa)	Al (%)	Charpy (J) -20° C
490 a 630	295 mínimo	21 mínimo	27 mínimo

- Carbono equivalente: 0,45

**OBS:** carbono equivalente é um valor para analisar a susceptibilidade de trinca a quente do material, e que para este material é dado pela seguinte fórmula:

$$CE=C+(Mn/6)+[(Cr+Mo+V)/5]+[(Ni+Cu)/15] \quad (2.1)$$

### 2.3 SOLDAGEM

A soldagem é um dos processos de fabricação mais utilizados a nível industrial, nas mais variadas aplicações, desde a união microscópica de fios em pequenos circuitos eletrônicos até a união de chapas de grande espessura em equipamentos pesados, como em navios ou em turbinas hidráulicas (AMERICAN SOCIETY OF METALS - ASM HANDBOOK, 1995; ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

Desta forma, os métodos de soldagem e as características das juntas soldadas podem ser totalmente diferentes para aplicações específicas e dependem basicamente: da forma, espessura e geometria das peças a serem soldadas, do tipo de material ou materiais que se pretende unir, do processo de soldagem industrialmente utilizado, e do tipo de performance esperado para os

componentes soldados frente às condições de serviço, que muitas vezes envolvem solicitações estáticas de grande intensidade, solicitações dinâmicas ou cíclicas, calor ou meio corrosivo.

O estudo da adequação de um procedimento de soldagem a uma dada aplicação é complexo e, sem dúvida, requer experiência do profissional envolvido, embora, para a maioria das aplicações industriais, existam na literatura básica as referências necessárias para se elaborar procedimentos satisfatórios. Porém, como na prática existem muitas variáveis envolvidas em um procedimento de soldagem, que são pouco previsíveis apenas em estudos teóricos, antes de efetivamente realizar uma soldagem, é importante qualificar o procedimento de soldagem, principalmente, quando a aplicação envolve risco de vida, como em componentes pressurizados.

A qualificação de um procedimento de soldagem é realizada segundo os diferentes códigos de fabricação – ASME, AWS – API (American Piping Institute) – e, basicamente, significa simular a condição real de soldagem e testar o material através de ensaios que avaliem as propriedades que serão requeridas na aplicação.

### **2.3.1 Tipos de soldagem**

A união de materiais, por soldagem, envolve uma íntima ligação metalúrgica entre as partes a serem unidas, que pode ou não envolver a fusão com posterior solidificação (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

O conceito de intensidade de fonte de energia (I) – quantidade de energia transferida à peça por unidade de tempo e na unidade de área – é muito importante para a compreensão dos fenômenos envolvidos na soldagem. Processos, cujas fontes de energia são de alta intensidade, tendem a exigir menor tempo de soldagem e minimizam certos efeitos indesejáveis (como distorções, por exemplo) devido à pequena área aquecida. Em um processo de alta intensidade, a energia é transferida tão rapidamente e através de uma área

tão pequena que a fusão ocorre quase instantaneamente, antes que ocorra uma perda significativa de calor por condução.

A soldagem no estado sólido envolve, basicamente, energia mecânica para aproximar a estrutura cristalina dos dois materiais (sem os óxidos superficiais) e desenvolver uma atração atômica, seja através da ação de fricção, impacto ou pressão, realizada segundo processos de soldagem por fricção, soldagem por explosão, soldagem por difusão ou ainda soldagem por laminação.

A soldagem por fusão ocorre com o aumento localizado da temperatura do material até que a temperatura da região onde estão os materiais a serem unidos ultrapasse a temperatura de fusão do metal ou da liga e posteriormente as partes sofram solidificação, mantendo uma continuidade física. A energia para aquecer o material pode ser de natureza química, por exemplo, reações de oxidação como na soldagem aluminotérmica, ou na queima de gases, como na soldagem oxi-acetilênica. O arco elétrico, como nos principais processos de soldagem hoje conhecidos (SMAW, SAW, GTAW e GMAW) ou proveniente de efeito Joule, em uma resistência elétrica, na soldagem por costura ou ponto, ou ainda pode ser de natureza física, como nas soldagens a laser ou feixe eletrônico. Um arco de soldagem pode ser considerado como um condutor gasoso o qual transforma a energia elétrica em calor. O arco é uma fonte de calor para os processos citados anteriormente, visto que o mesmo produz uma alta intensidade de calor e é fácil de ser controlado através de meios elétricos (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

A tabela 2.1 indica os vários tipos de soldagem existentes.

Tabela 2.1 – Tipos de soldagem (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

<b>Tipo de soldagem</b>	<b>Natureza</b>	<b>Ação</b>	<b>Processo</b>	<b>I (W/cm<sup>2</sup>)</b>	
Soldagem no estado sólido	Energia mecânica	Fricção	Fricção		
		Impacto	Explosão		
		Pressão	Laminação		
			Difusão		
Soldagem por fusão	Química	Oxidação	Aluminotérmica	-	
		Queima de gases	Oxi-combustível	10 <sup>3</sup>	
	Elétrica	Arco elétrico		GTAW (eletrodo W)	
				SMAW (eletrodo revestido)	
				GMAW (eletrodo nu + gás)	
				FCAW (eletrodo tubular)	10 <sup>4</sup>
				MCAW (eletrodo tubular)	
				SAW (eletrodo nu + fluxo)	
		Resistência	Ponto, costura.	10 <sup>5</sup>	
	Física	Radiação		Feixe eletrônico	10 <sup>6</sup>
				Laser	

Nos principais processos a arco elétrico, disponíveis industrialmente, as principais características dizem respeito:

- ao tipo de eletrodo para abertura do arco (consumível ou não consumível);
- ao tipo de proteção gasosa;
- ao tipo de transferência metálica;
- as faixas de energia de soldagem;
- a produtividade e a possibilidade de automação.

### 2.3.2 Metalurgia da soldagem

#### 2.3.2.1 Energia de soldagem

Segundo Zeemann e Emygdio (2001), o conceito de energia de soldagem é muito importante no estudo dos aspectos térmicos da soldagem. Define-se a energia de soldagem como a quantidade de energia dispendida na soldagem em uma unidade de comprimento. A energia de soldagem **E** também é conhecida como aporte de calor, ou aporte térmico **H** do inglês “heat input”. O cálculo da energia pode ser expresso através da relação:

$$E = fp/v \quad (2.2)$$

onde: E – energia de soldagem (J/mm)

f – eficiência de transmissão de calor (%)

p – potência dispendida pela fonte de calor na soldagem (W)

v – velocidade de avanço (mm/s)

Para a soldagem a arco elétrico a energia de soldagem é expressa como:

$$E=f(V I/v) \quad (2.3)$$

onde: V – tensão (V)

I – corrente (A)

v – velocidade de avanço (mm/s)

**OBS:** Os valores de V e I são dados pela leitura no equipamento de solda.

A energia de soldagem é uma característica do processo de soldagem e da técnica empregados. Os processos de soldagem do tipo arco submerso ou eletroescória, por exemplo, possuem inerentemente elevada energia de soldagem enquanto processos muito intensos, onde a área de aquecimento para fusão é pequena (como plasma ou tig), são considerados de baixa energia.

Quanto mais alto for o aporte de calor (energia de soldagem), maior será a quantidade de energia calorífica transferida à peça, maior a poça de fusão, mais larga a zona aquecida e menor o gradiente térmico entre a solda e o metal de base.

A eficiência de transmissão **f** pode ser considerada constante para um mesmo processo, pois exprime a parcela de energia efetivamente transferida à peça. Perdas decorrentes do aquecimento de cabos e eletrodos, respingos fora da poça, efeitos de resfriamento pelo meio ambiente, etc, contribuem para diminuir o valor de **f** e conseqüentemente de **E**.

Atuando no mesmo processo de soldagem, a medida para controlar o aporte de calor para evitar o aquecimento demasiado é bastante limitado pois:

- o valor de **f** depende basicamente do processo;
- em processos a arco a tensão **V** varia dentro de intervalos reduzidos (condicionados às características do processo e dos consumíveis);

- a corrente  $I$  está igualmente condicionada ao processo e ao consumível (principalmente bitola);
- restando somente a velocidade  $v$ , qualquer variação substancial no aporte de calor, dada principalmente pela técnica adotada.

A velocidade de avanço  $v$  exprime o comprimento linear de solda em cada passe na unidade de tempo. A técnica de cordões estreitos (filete) assume valores de velocidade de avanço bem mais elevados do que a técnica de cordões trançados (solda com oscilação), com conseqüente menores quantidades de calor acionadas. É importante considerar, todavia que podem existir restrições quanto à amplitude de oscilação.

#### 2.3.2.2 Ciclos térmicos

Os ciclos térmicos sofridos a cada ponto do material soldado determinam as transformações microestruturais, e conseqüentemente as propriedades esperadas para uma junta.

O calor da operação de soldagem provoca, nos diversos pontos de uma junta, variações de temperatura como indica a figura 2.1. A variação de temperatura ( $T$ ) em função do tempo ( $t$ ) é o ciclo térmico no ponto considerado.

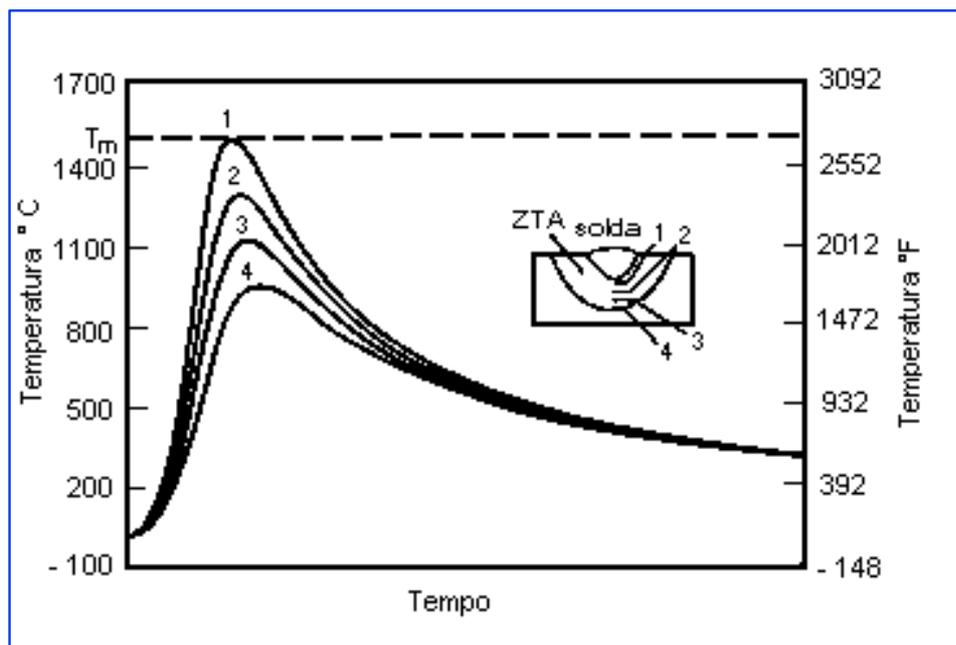


Figura 2.1 – Variações de temperatura ao longo de uma junta (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

A partir desta curva  $T \times t$  pode-se determinar:

$T_m$  – Temperatura máxima atingida;

$T_p$  – Tempo de permanência acima de uma certa temperatura  $T$ ;

$V_t$  – Velocidade de resfriamento na temperatura  $T$ .

À medida que o ponto considerado se afasta da solda, as temperaturas máximas são decrescentes e atingidas com um certo atraso. O tempo de permanência acima de uma dada temperatura decresce no mesmo sentido. Teoricamente, as velocidades de resfriamento decrescem à medida que a distância aumenta. Entretanto, do ponto de vista prático e para a faixa de temperatura onde ocorrem os principais fenômenos de transformações microestruturais, pode-se considerar a velocidade de resfriamento como constante em toda extensão da zona termicamente afetada (ZTA).

A forma de dissipação de calor muito influencia o ciclo térmico no que diz respeito ao resfriamento e  $V_t$ , que é dada pela tangente à curva  $T \times t$ , assume seus valores mais elevados quando o componente a ser soldado

apresenta dimensões que proporcionem uma troca de calor em regime tridimensional (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

Quando se está trabalhando em regime de troca de calor bidimensional denomina-se a condição de chapa fina e o cálculo de  $V_t$  é dado pela expressão:

$$\boxed{V_t = 2 \kappa \pi \rho c (e/E)^2 (T_c - T_o)^3} \quad (2.4)$$

Onde:  $V_t$  – velocidade de resfriamento à temperatura  $T_c$ .....(°C/s)

$\kappa$  – condutividade térmica do metal.....(J/mm s°C)

$T_c$  – temperatura de interpasse.....(°C)

$T_o$  – temperatura inicial da peça.....(°C)

$e$  – espessura da peça.....(mm)

$\rho c$  – calor específico volumétrico.....(J/mm<sup>3</sup>)

$E$  ou  $H$ – energia de soldagem ou aporte de calor.....(J/mm)

Quando o regime de troca de calor passa a tridimensional denomina-se condição de **chapa grossa** e a velocidade de resfriamento passa a independe da espessura. Sua expressão é dada por:

$$\boxed{V_t = [2 \kappa \pi (T_c - T_o)^3] / E} \quad (2.5)$$

Para definir se o regime de troca de calor é bidimensional ou tridimensional (chapa fina ou chapa grossa) utiliza-se o fator  $\tau$ , cujo valor superior a 0,9 caracteriza um regime tridimensional, inferior a 0,6 caracteriza um regime bidimensional e entre 0,6 e 0,9 uma condição intermediária, como ilustra a figura 2.2.

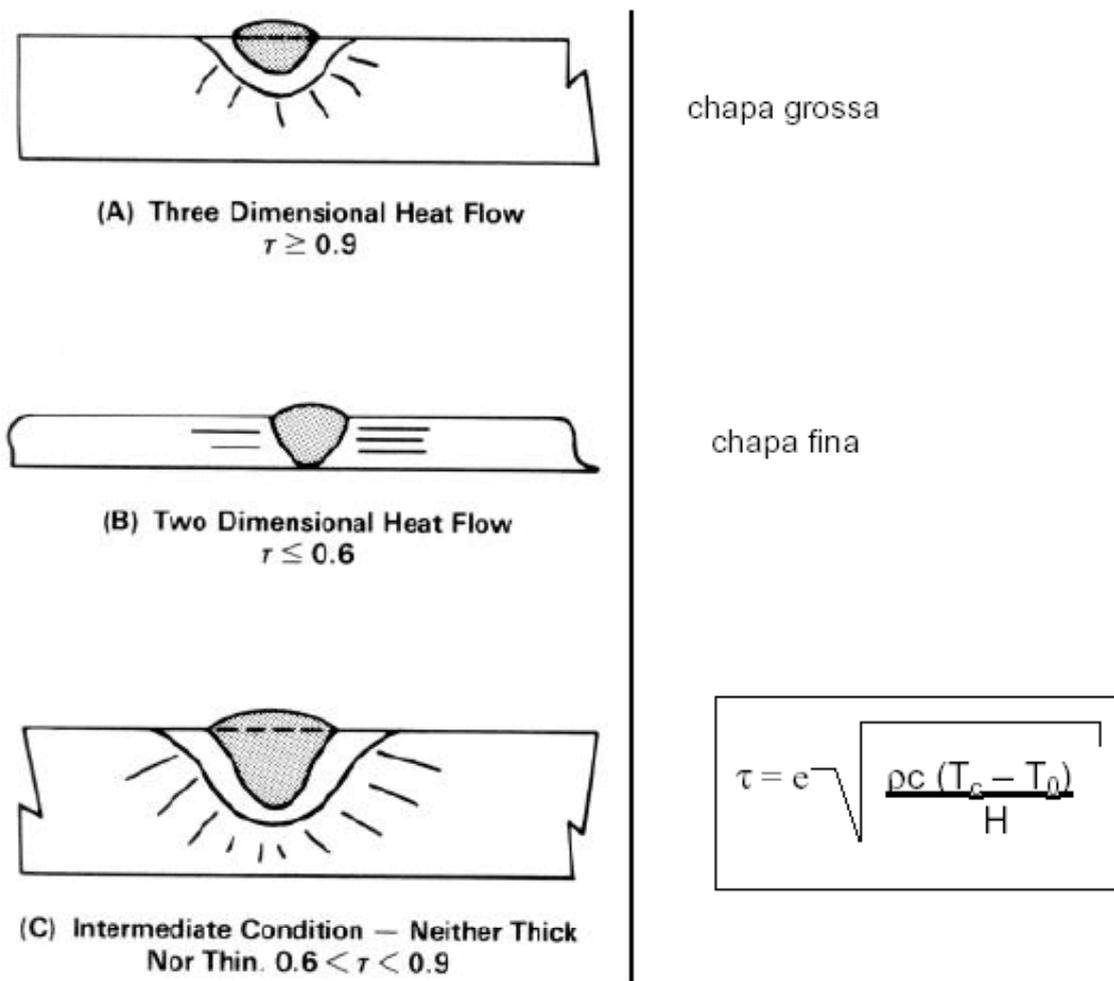


Figura 2.2 – Efeito da geometria e espessura relativa da chapa no regime de troca de calor (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

No caso de cordões de reforço a deposição é sempre superficial e a troca de calor tende a ser tridimensional, com grande troca de calor e elevada velocidade de resfriamento.

Alguns fatores que afetam os ciclos térmicos são importantes quando se avaliam as possíveis transformações no material:

- a temperatura máxima atingida a cada ponto e a velocidade de resfriamento depende de propriedades físicas do material sendo soldado. Ligas com maior condutibilidade térmica, como ligas a base de cobre e alumínio, apresentam maiores velocidades de

resfriamento, o que pode muitas vezes causar problemas de falta de fusão devido à rápida dissipação de calor;

- a temperatura máxima atingida varia inversamente com a distância ao centro da solda, isto é, quanto maior é a temperatura de pré-aquecimento da peça menor será a velocidade de resfriamento. Pode-se notar que a influência da temperatura inicial é mais significativa em peças de pequena espessura;
- a velocidade de resfriamento varia diretamente com a espessura da peça sendo soldada, isto é, quanto maior a espessura maior a velocidade de resfriamento. Entretanto, a variação tem um limite. A partir de uma determinada velocidade de resfriamento, por mais que se aumente a espessura, a velocidade de resfriamento não se altera;
- a velocidade de resfriamento varia inversamente com a energia de soldagem, isto é, quanto menor a energia de soldagem maior a velocidade de resfriamento. A influência da energia de soldagem na velocidade de resfriamento é maior em espessuras finas.

### 2.3.2.3 Repartição térmica

A partir das curvas de ciclo térmico para todos os pontos ao longo da junta, é possível se obter as temperaturas máximas atingidas em função das distâncias ao centro da solda. Esta função se chama repartição térmica e uma curva levantada para um aço está ilustrada na figura 2.3. Verifica-se que, a partir da repartição, pode-se avaliar as transformações ocorridas no aquecimento, pois esta pode ser associada ao diagrama de equilíbrio do material.

Estas curvas de temperaturas máximas x distâncias não permite, entretanto, prever transformações ocorridas no resfriamento, por efeito cinético.

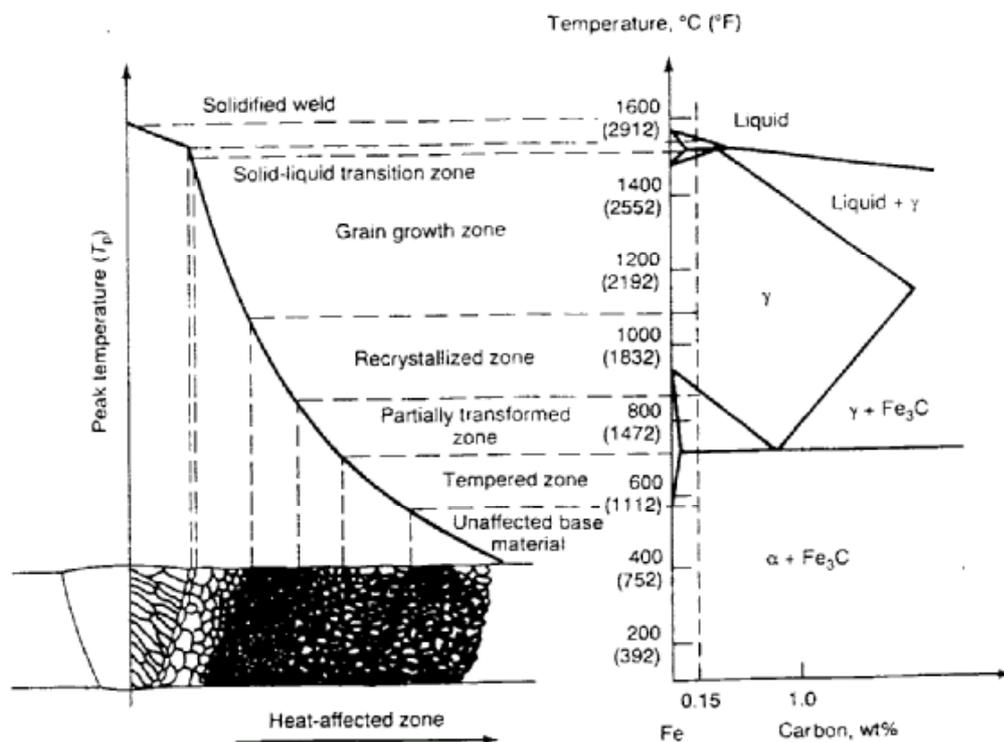


Figura 2.3 – Repartição térmica para uma junta soldada de aço ao carbono (ASM HANDBOOK, 1995).

Com as duas funções, ciclo térmico e repartição térmica, torna-se viável o estudo das transformações metalúrgicas no estado sólido para uma junta soldada. O ciclo térmico possibilita a interpretação ou previsão das transformações no resfriamento, enquanto a repartição térmica permite determinar a extensão das zonas onde se passam tais fenômenos.

## 2.4 SOLDABILIDADE

Conforme Zeemann e Emygdio (2001), soldabilidade é uma propriedade de fabricação do material que representa a facilidade com que este

material pode ser soldado. Apesar de difícil quantificação é fácil perceber que um material que exige procedimentos de soldagem mais complexos apresentam difícil soldabilidade.

Os principais problemas que se traduzem em má soldabilidade, e que podem levar o material à falhas durante a soldagem ou durante o serviço, apresentam natureza metalúrgica e estão relacionados a:

- formação de trinca durante ou após o procedimento soldagem, cuja natureza é basicamente a mesma para todos os materiais; e que podem ser classificadas como trincas a quente, trincas a frio e trincas de reaquecimento;
- perda de propriedades em virtude de transformações indesejáveis (fragilização, amaciamento, precipitações) durante os ciclos de soldagem.

Existem também problemas de natureza operacional que conduzem a defeitos do tipo trincas por tensões de restrição muito elevada, falta de fusão ou porosidade, associados ao projeto de junta inadequado, falta de limpeza, acesso difícil, consumíveis indevidos, proteção insatisfatória.

É muito importante ressaltar que qualquer tipo de trincamento que possa ocorrer durante a soldagem ou durante o serviço é função do nível de tensões aplicadas somadas às tensões residuais de soldagem, e que os procedimentos para aliviar tensões serão sempre recomendados em materiais de pequena capacidade de deformação plástica, ou seja, materiais cuja relação entre limite de escoamento e limite de resistência seja elevada (superior a 0,75).

#### **2.4.1 Metal de solda**

Conforme Zeemann e Emygdio (2001), metal de solda é a região fundida durante a soldagem (poça de fusão) e posteriormente solidificada. Sua

composição química depende da composição do metal de base (MB) e do metal de adição (MA), e é influenciada pelas reações entre a poça de fusão (ainda no estado líquido) e seu envoltório gasoso e/ou escorificante.

Os principais fatores que afetam as características e propriedades do metal de solda são a diluição, a volatilização, as reações químicas, a absorção de gases e a estrutura de solidificação (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

Chama-se diluição a quantidade de metal de base que se funde e participa da constituição do metal de solda, figura 2.4. A participação do metal de base na composição química do metal de solda sempre ocorre para os processos de soldagem por fusão, pois esta é a única forma de assegurar que haja a continuidade no conjunto soldado.

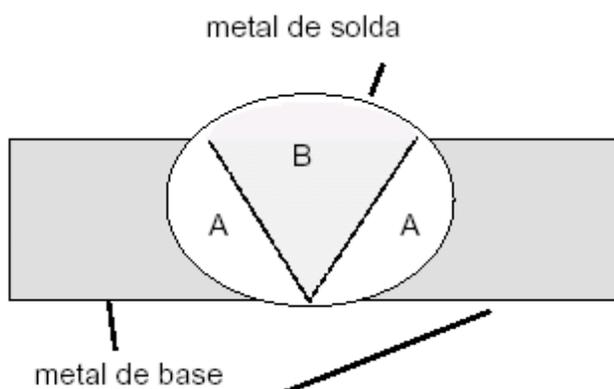


Figura 2.4 – Diluição da solda (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

$$D = A/(A+B), \text{ onde:}$$

D: diluição

A: contribuição do metal de base

B: contribuição do metal de adição

A+B: metal de solda

A diluição depende do tipo de junta, tipo de processo e parâmetros utilizados, e pode variar desde poucos percentuais indicado para a soldagem

de revestimento até 100% na soldagem autógena (sem adição de consumível), sendo seu valor na faixa de 20 a 40% para os processos de união usuais.

O efeito da diluição nas transformações que podem ocorrer durante a soldagem é maior quando se solda material dissimilar, como é geralmente o caso de revestimentos, e a mistura de composição entre o metal de adição e o metal de base pode favorecer uma composição intermediária e propriedades totalmente diferentes daquela que se esperaria para a solda.

Outro efeito que altera as propriedades da solda diz respeito à volatilização de elementos de baixo ponto de fusão, como o zinco ou magnésio; que consiste em sua perda da poça de fusão por evaporação quando a temperatura da poça é muita elevada. Isto ocorre em processos de soldagem muito intensos cuja poça atinge temperaturas muito altas. Além da temperatura da poça de fusão, a volatilização depende também do tempo de permanência em alta temperatura. Assim, a transferência rápida de metal por GMAW (MIG/MAG) spray é preferível à transferência por gotas da soldagem com eletrodo revestido.

Reações químicas no metal líquido podem ser prejudiciais quando provocam o desprendimento exagerado de gases, favorecendo o aparecimento de porosidades na solda. Oxidações, carbonetações ou descarbonetações podem ocorrer na solda quando a poça entra em contato com a atmosfera (na raiz de soldas não protegidas) ou com gases ativos. São as reações entre a escória e metal líquido que possibilitam a adição de elementos a partir de ferro-ligas presentes nos revestimentos e fluxos.

Metal líquido tem grande capacidade de absorver e dissolver gases, principalmente o hidrogênio, resultante da decomposição de vapor d'água no arco elétrico, e o nitrogênio da atmosfera (caso a proteção não seja efetiva). O vapor d'água provém de umidade absorvida pelos fluxos e eletrodos, da água de cristalização de alguns componentes, e dos produtos da combustão de

substâncias orgânicas constitutivas do revestimento, e deve ser minimizado em materiais susceptíveis a fragilização pelo hidrogênio.

Em soldagem a estrutura de solidificação se desenvolve como um prolongamento de grãos da zona de ligação. Os grãos se solidificam adotando a mesma orientação cristalina e o tamanho de grãos não fundidos (epitaxial). Os contornos de grãos ultrapassam a zona de ligação, assegurando a continuidade metálica ao nível da estrutura cristalina. Este comportamento mostra que o tamanho de grão do metal de solda depende, diretamente, da granulação da zona termicamente afetada que, por sua vez, é grosseira em virtude do aquecimento de soldagem.

Na granulação grosseira, a orientação da estrutura e a formação de segregações (inerentes à própria solidificação) exercem uma influência marcante sobre a susceptibilidade à formação de defeitos no metal de solda, principalmente sobre o trincamento a quente (trincas de solidificação).

Existem cinco tipos diferentes de estrutura de solidificação, que são a planar, a celular, a celular dendrítica, a colunar dendrítica e a equiaxial dendrítica. O que determina o tipo de solidificação que será predominante no metal de solda é o grau de super-resfriamento no material que, por sua vez, depende da composição química da liga e do gradiente de temperaturas formado pelo procedimento de soldagem imposto. A figura 2.5 ilustra as estruturas de solidificação em função do grau de super-resfriamento. Quanto menor o acúmulo de soluto, com uma solidificação que tende a planar, menor a susceptibilidade ao aparecimento de trincas a quente.

A figura 2.6 apresenta um desenho esquemático comparativo entre diferentes estruturas de solidificação, evidenciando a maior susceptibilidade ao trincamento a quente para a solidificação dendrítica, comparada à solidificação celular, devido ao maior acúmulo de soluto.

As trincas a quente são formadas ainda em alta temperatura, no metal de solda (trincas de solidificação) ou na zona de ligação (trincas de liquação), e resultam das tensões geradas na contração do resfriamento, onde a presença de um filme líquido de produtos de baixo ponto de fusão não consegue resistir a tensões trativas e se abre, como um rechupe. Trincas de cratera são trincas a quente. Em termos práticos pode-se afirmar que uma solidificação mais rápida (cordões menores formados com baixa energia de soldagem, de um metal de solda mais puro) minimiza os efeitos de segregações, reduzindo a susceptibilidade ao trincamento a quente.

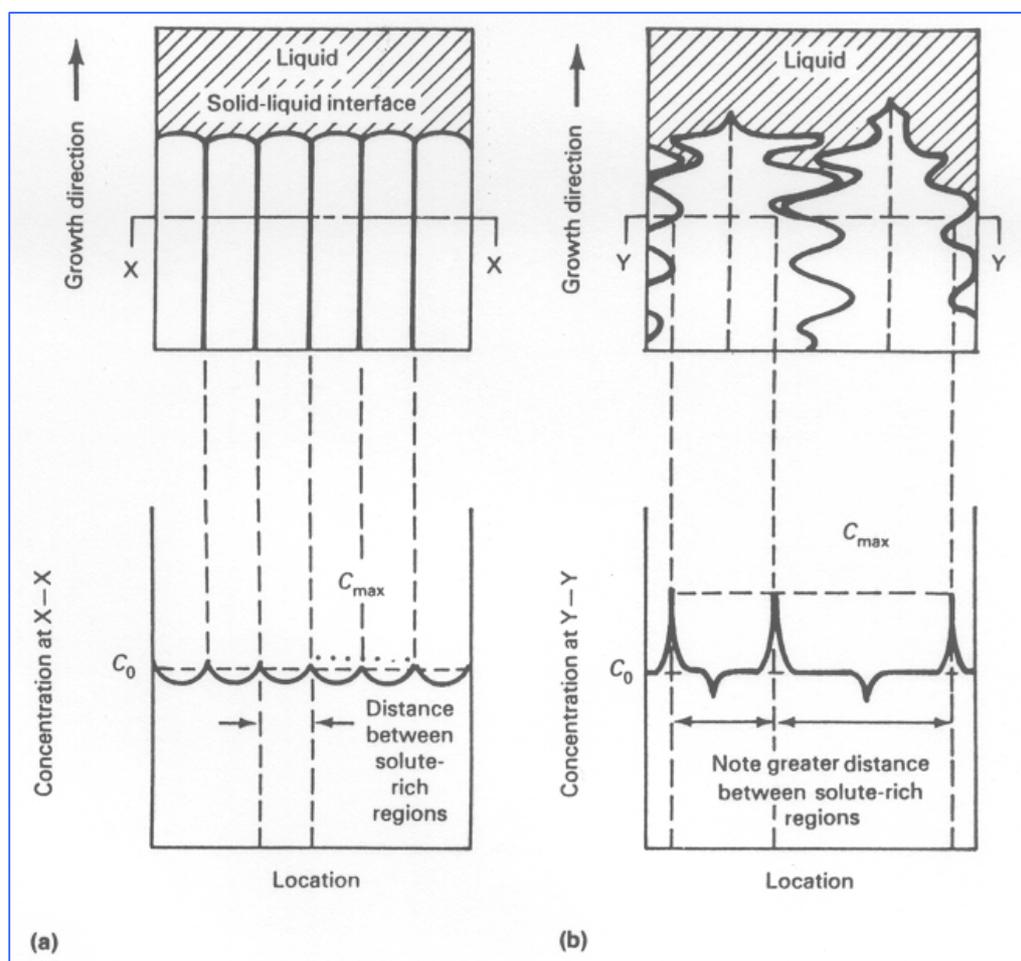


Figura 2.5 – Esquema de distribuição do soluto nas estruturas de solidificação celular e dendrítica (ASM HANDBOOK, 1995).

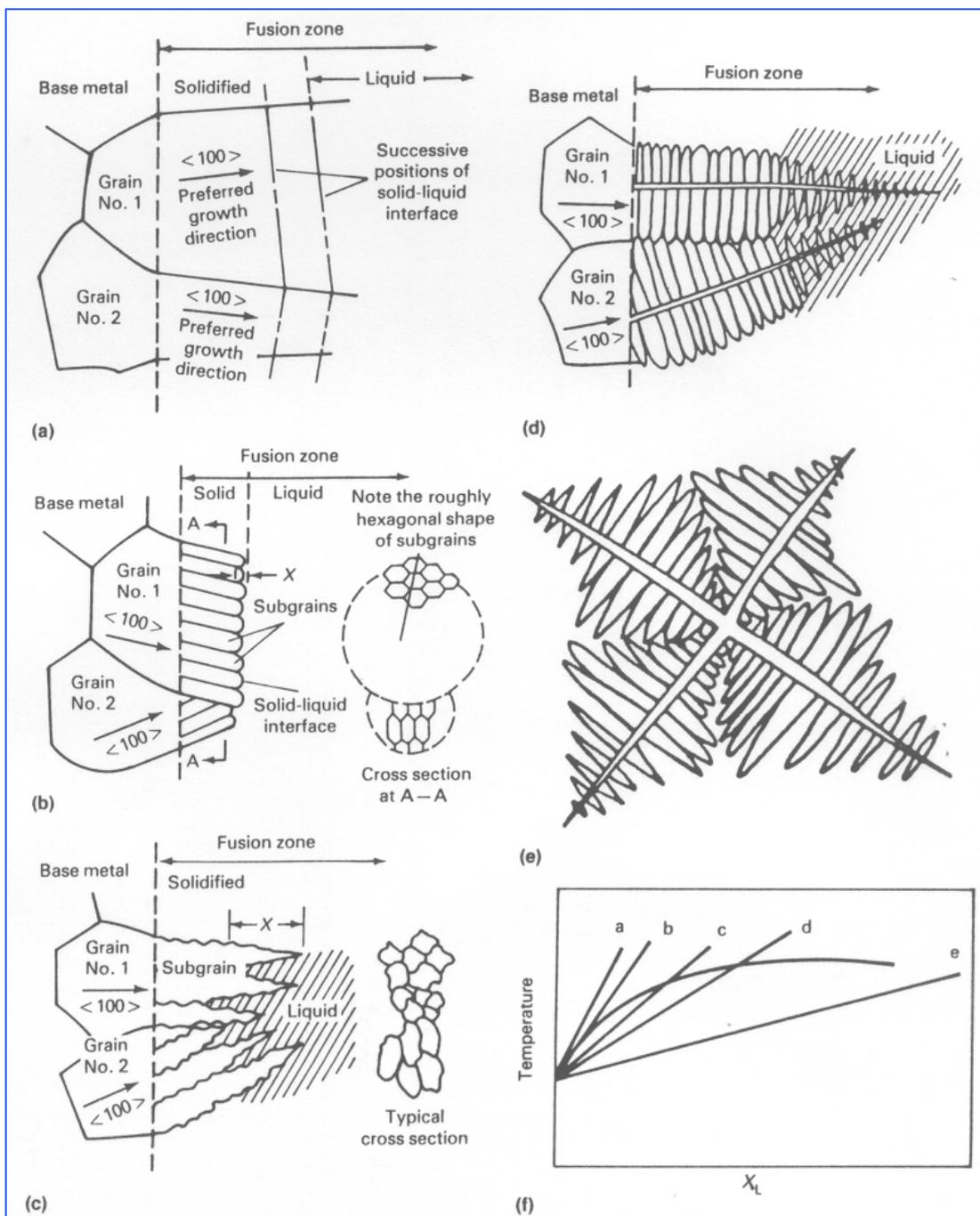


Figura 2.6 – Estruturas de solidificação formadas devido a diferentes graus de super-resfriamento constitucional (ASM HANDBOOK, 1995).

a) crescimento planar. b) crescimento celular. c) crescimento celular dendrítico. d) crescimento colunar dendrítico. e) dendrítica equiaxial. f) 5 gradientes de temperatura x super-resfriamento.

### **2.4.2 Zona de ligação**

A zona de ligação é a região do metal de base que sofreu fusão parcial durante a soldagem, e sobre a qual se inicia a solidificação do metal de solda. Em muitos materiais esta região é pequena e somente pode ser observado a um nível microscópico, podendo mesmo não ser identificada, como é o caso dos aços de baixo carbono. Porém existem materiais, aços austenítico, por exemplo, cuja presença desta região parcialmente fundida pode levar ao trincamento por liquação (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

Componentes fundidos são muito susceptíveis a trincamento por liquação, principalmente devido à granulação grosseira e possível presença de fases eutéticas em contornos de grãos segregados. Materiais conformados também podem apresentar este tipo de problema, relacionados a linhas de deformação, fases de diferentes pontos de fusão, etc.

Como o trincamento por liquação é formado por uma região de baixo ponto de fusão no próprio metal de base (zona termicamente afetada) normalmente os cuidados para minimizar trincas de solidificação não são efetivos para evitar trincas de liquação sendo importante, neste, caso minimizar o tensionamento residual através da utilização de “amanteigamento” (é a deposição de camadas de metal metalurgicamente compatíveis com o metal de base e o metal de solda, uma ou mais superfícies, para subsequente complementação da soldagem).

### **2.4.3 Zona termicamente afetada**

O metal de base é afetado pelo ciclo térmico imposto na soldagem que, dependendo da composição da liga e das características térmicas da soldagem, modifica tanto a microestrutura como as propriedades em regiões que atingem temperaturas superiores às transformações metalúrgicas da liga em questão, correspondentes a (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001):

- crescimento de grão em regiões de muito alta temperatura, podendo causar perda de resistência mecânica e fragilização em materiais que não sofrem transformações de fases, além de retardo de transformações (aumento da temperabilidade, por exemplo) em materiais endurecíveis;
- dissolução de fases ricas em soluto e/ou superenvelhecimento de precipitados e/ou recristalização que causam amaciamento do material e perda de resistência mecânica;
- precipitações que podem favorecer trincas de reaquecimento em materiais endurecíveis por precipitação como, por exemplo, ligas de níquel ou de alumínio;
- transformações martensíticas em ligas ferrosas que podem causar fragilizações e trincamento a frio. Este tipo de transformação é usual em aços temperáveis, cujo carbono equivalente (CE) seja superior a 0,4%.

Para calcular o CE, conforme Tecmetal (2001), uma das fórmulas mais utilizadas nos Estados Unidos da América e nos países europeus, é a norma do International Institute of Welding (IIW), que é descrita assim:

$$\boxed{CE=C+(Mn/6)+[(Cr+Mo+V)/5]+[(Ni+Cu)/15]} \quad (2.6)$$

Os elementos de ligas que influenciam na microestrutura e na tenacidade da ZTA nos aços ao carbono e aços de baixa liga são:

- **Carbono** tem uma enorme importância na condição da dureza do aço soldado, isto pode ser claramente visto na fórmula do CE. Um incremento no nível de carbono promove a formação de produtos de baixa temperatura de transformação, tal como

bainita e martensita, e levar a uma significativa redução na resistência à fratura.

- **Manganês**, em adição para o endurecimento por solução sólida, pode baixar a temperatura de transformação da austenita em ferrita enquanto reforçando o efeito para refino de grão. Entretanto, o nível de manganês deve ser limitado para minimizar a segregação na solidificação e formação de microestrutura bandeada.
- **Cromo** atua em forma de solução sólida resistente e, em forma de carboneto, aumenta a temperabilidade do aço e melhora a resistência oxidação e a corrosão. A adição de cromo pode favorecer em casos onde a precipitação de carbonetos de cromo impede a formação de ferrita através de um efeito “pinning”.
- **Níquel** é considerado por ter um efeito benéfico na transformação do aço, similar ao manganês, baixando a temperatura de transformação da austenita. A adição de níquel também pode melhorar a tenacidade, tanto quanto fornecer um efeito de endurecimento por solução sólida.
- **Vanádio e Nióbio** são adicionados em pequena quantidade nos aços de baixa liga para obter a propriedade mecânica desejada. O vanádio e o nióbio podem retardar a recristalização e o crescimento do grão austenítico durante a laminação e normalização. Durante a fusão na soldagem, especialmente com alta taxa de aquecimento, V e Nb dissolvem na ZTA com picos de calor em temperaturas de 1100°C e reprecipitam-se durante um resfriamento lento. A reprecipitação do V e do Nb prejudica a tenacidade da ZTA.

- **Titânio**, na forma de nitreto de titânio estabilizado é empregado para evitar o crescimento de grãos na região adjacente a fronteira do metal de fusão.

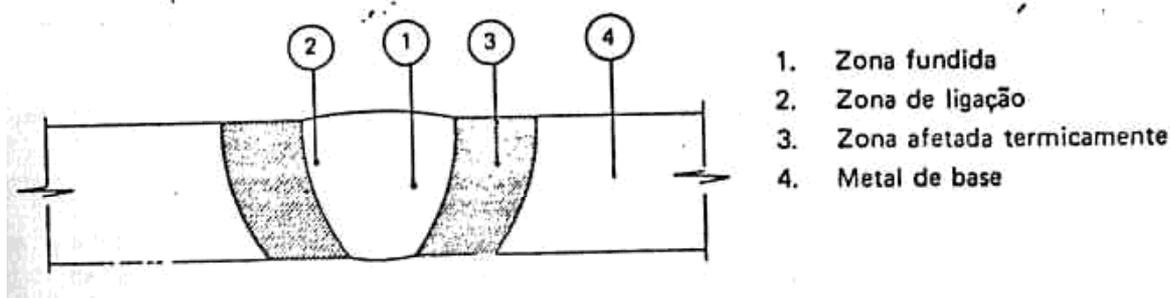


Figura 2.7 – Esquema de uma ZTA em uma junta soldada (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

As trincas de reaquecimento são formadas em materiais que sofrem endurecimento por precipitação, normalmente em ligas de níquel ou cromo-molibdênio ou PH, onde o endurecimento do material ocorre no momento em que as tensões estão sendo relaxadas, em alta temperatura (durante o reaquecimento de passes posteriores ou durante o tratamento de alívio de tensões), pela movimentação de discordâncias e deformação plástica.

Existem dois tipos de trincas a frio, que são as trincas de decoesão lamelar (normalmente só ocorrem para aços ao carbono laminados) formadas pelo tensionamento residual na direção perpendicular a espessura, figura 2.8, em materiais com nível de impurezas (inclusões alongadas) muito elevado; e as trincas induzidas pelo hidrogênio.

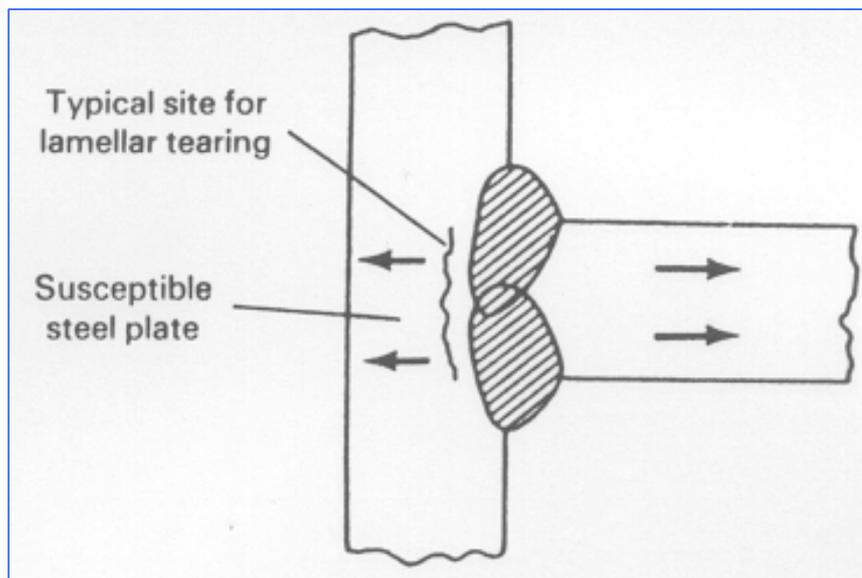


Figura 2.8 – Trincas de decoesão lamelar em aços (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

As trincas induzidas pelo hidrogênio, também conhecidas como trincas retardadas, pois podem ocorrer até 48 horas após a soldagem, são formadas em ligas ferrosas que apresentam as seguintes condições concomitantes:

1. temperaturas inferiores a 150°C;
2. forte tensionamento residual;
3. presença de hidrogênio;
4. microestrutura martensítica de elevada dureza.

Os principais materiais de base e as transformações que podem ocorrer durante a soldagem estão apresentadas na tabela 2.2, juntamente com a susceptibilidade ao trincamento e uma idéia de susceptibilidade.

Tabela 2.2 – Principais tipos de material de base e transformações durante a soldagem (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

Liga	Material	Característica	Temperaturas transformação	Transformação no resfriamento	Susceptibilidade ao trincamento	Perda de propriedades
Qualquer	Conformado a frio	encruado	recristalização	----	baixa	amaciamento
	Aços ao carbono	Baixo carbono	Austenitização	Sem problemas	Média (TQ)	Sem perdas
Médio carbono		Austenitização	Endurecimento excessivo	Alta (TF)	Fragilização	
A base de ferro	Aços baixa liga	Não temperáveis	Crescimento de grão austenitização	Dependendo da metalurgia	Dependendo da metalurgia	Dependendo da metalurgia
		temperáveis	austenitização	endurecimento	Alta (TF)	Fragilização
	Temperados e revenidos	austenitização	endurecimento	Alta (TF)	Fragilização + amaciamento	
	austeníticos	sem	Sensistização	Alta (TQ)	Sem perdas	
Aços inoxidáveis	Feros fundidos	martensíticos	Ferritização austenitização	endurecimento	Alta (TF)	fragilização
		ferríticos	Crescimento de grão	sem	Alta (restrição)	fragilização
	duplex	ferritização	precipitações	baixa	Fragilização	
	Alto carbono	Dissolução grafita austenitização	endurecimento	Muito alta (TF)	fragilização	
Não ferrosos Al, Ni, Cu	Solução sólida	Baixa resistência	sem	sem	Alta (TQ)	sem
	Endurecíveis por precipitação	Alta resistência	dissolução	precipitações	Alta (TR)	Fragilização + amaciamento

#### **2.4.4 Procedimento de soldagem**

A elaboração de uma Especificação de Procedimento de Soldagem (EPS) consiste em determinar, em função do material e da aplicação do produto, o tipo de soldagem a ser realizada, incluindo o processo e todos os seus parâmetros operacionais e tratamentos térmicos. Esta especificação deve ter como ponto de partida o projeto do produto a ser soldado, o qual deverá ter sido especificado através de uma norma de projeto e fabricação. Caso não seja mencionada a norma de projeto, deverá ser adotada uma norma que satisfaça as condições de serviço do produto em questão.

A norma de projeto sempre menciona a Norma de Qualificação de Procedimentos e de Pessoal (performance) para os processos de soldagem, conforme ilustrado na tabela 2.3 para algumas aplicações típicas.

Tabela 2.3 – Normas de qualificação requeridas por algumas normas de projeto (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

<b>Norma de Projeto e Fabricação do Equipamento</b>	<b>Norma de Qualificação Requerida</b>
<b>ASME</b> SECTION I – Power Boilers SECTION II – Nuclear Components SECTION VIII – Pressure Vessel	ASME SECTION IX ASME SECTION IX ASME SECTION IX
<b>ANSI</b> B 31.1 – Power Piping B 31.3 – Refinery/Chemical Piping B 31.4 – Liquid Petroleum Transportation Piping B 31.8 – Gas Transportation Distribution Piping	ASME SECTION IX ASME SECTION IX API-1104 ou ASME SECTION IX API-1104 ou ASME SECTION IX ou APPENDIX A da B31.8
<b>API</b> 620 – Storage Tanks 650 – Oil Storage Tanks	ASME SECTION IX ASME SECTION IX
<b>AWS</b> D1.1 – Structural Code-Steel D1.3 – Sheet Steel in Structures D1.4 – Structural Code Reinforcing Steel D3.5 – Steel Hull Welding D14.1 – Industrial and Mill Cranes D14.3 – Heavy Equipment D14.4 – Machinery Equipment	Incluída na D1.1 Incluída na D1.3 Incluída na D1.4 U.S. Navy / U.S. Coast Guard / Bureau of Ships Specifications Incluída na D14.1 ou ASME IX Incluída na D14.3 para Tubos AWS D10.9 Incluída na D14.4

Quando se pretende elaborar uma Especificação de Procedimento de Soldagem (EPS), para uma dada aplicação, é importante observar que a maior ou menor “facilidade” de soldar um material está relacionado não apenas à natureza metalúrgica do material, mas também ao tamanho e geometria do componente a ser soldado, projeto da junta, acesso e localização, além do tipo de processo e consumíveis a serem utilizados. Outra importante consideração é quanto ao tipo de aplicação a que se destina o componente, pois as solicitações em serviço (temperatura, nível de tensões, meio corrosivo, choques) determinam as propriedades necessárias ao conjunto soldado (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001).

Independente do tipo de material a ser soldado e qual sua aplicação, devem ser determinados na EPS:

- o tipo de material a ser soldado;
- a espessura e dimensões permissíveis para o procedimento;
- o processo ou processos de soldagem;
- o tipo de chanfro;
- as posições de soldagem para as quais o procedimento é aplicado;
- o tipo de preparação da junta;
- o procedimento de limpeza durante as etapas;
- o tipo de consumível e os diâmetros aplicáveis;
- os parâmetros de soldagem:
  - faixa de tensão;
  - faixa de corrente;
  - faixa de velocidades;
- a temperatura mínima de preaquecimento;

- a máxima temperatura de interpasse;
- o tratamento térmico pós-soldagem, incluindo:
  - taxa de aquecimento;
  - temperatura de patamar;
  - tempo de permanência;
  - taxa de resfriamento.

A qualificação prévia de uma EPS é sempre necessária, pois garante a integridade e as propriedades da solda, visto que são realizados ensaios destrutivos e não destrutivos em corpos-de-prova soldados com os mesmos parâmetros previstos na EPS.

A qualificação de uma EPS depende do código ou da norma de projeto que o equipamento/peça a ser soldado deve atender. Estruturas seguem o código AWS, enquanto tubulações seguem o código API e caldeiras e vasos de pressão seguem o código ASME.

Ensaio não destrutivo sempre são realizados no próprio componente após a soldagem, com o objetivo de detectar os possíveis defeitos operacionais de uma soldagem executada fora das condições ditadas pela EPS.

Ao elaborar qualquer procedimento de soldagem deve-se sempre conhecer as características desejáveis para a aplicação que se destina o conjunto soldado, conhecer os problemas de soldabilidade inerentes ao material sendo soldado e avaliar como as características térmicas da soldagem podem ser controladas para evitar possíveis problemas (ZEEMANN; EMYGDIO, 2001)..

É importante mencionar que uma EPS deverá sempre prever:

- se o material de base apresenta difícil soldabilidade para que se possa realizar os procedimentos adequados de preaquecimento, controle da temperatura de interpasse e o alívio de tensões que

garante as propriedades e integridade do substrato sem comprometer as propriedades do depósito. Para os materiais usuais estão apresentadas a seguir algumas características de sua soldabilidade e recomendações gerais:

1. se o material de base for de aço ao carbono ou baixa liga não temperável (carbono equivalente inferior a 0,4%), este pode ser soldado sem maiores cuidados de preaquecimento, para espessuras de até 1", pois o nível de restrição ainda é baixo em pequenas espessuras. Se for superior a 1" deve-se preaquecer para reduzir o tensionamento residual;
2. se o metal de base for de aço ao carbono ou baixa liga temperável (carbono equivalente igual ou superior a 0,4%), este deve sofrer preaquecimento em temperatura adequada (função do carbono equivalente e da espessura) para evitar trincamento a frio. Consumíveis/processos de baixo hidrogênio devem ser sempre adotados;
3. se o metal de base for de aço baixa liga ou inoxidável temperado e revenido, além de um criterioso controle de preaquecimento e máxima interpasse, deve ser realizado o pós-aquecimento e alívio de tensões na temperatura recomendada para o material. Neste caso, o tipo de consumível a ser adotado, deve ser recomendado para utilização com alívio;
4. se o material de base for de aço austenítico (não magnético), este deve ser mantido frio o tempo todo;

5. se o metal de base for de ferro fundido, os cuidados são muito grandes, pois a tendência ao trincamento é muito alta, sendo usual soldar com consumível de níquel;
- qual a espessura máxima do metal de base? Este fator é importante, pois a troca de calor na peça de teste de qualificação não pode ser muito diferente da troca de calor da peça de produção, para que os fatores metalúrgicos não se modifiquem muito;
  - qual é a espessura mínima e máxima do depósito de solda? Este é um fator determinante quando a soldagem é de revestimento, pois não pode ser utilizada espessura menor do que a qualificada, considerando inclusive a necessidade de usinagem;
  - que a soldagem será executada segundo processos e técnicas adequadas à natureza do material. Neste sentido deve-se adotar procedimentos de baixo aporte de calor (consumíveis de menor diâmetro na primeira camada, trabalho com corrente mais baixa) quando o material apresenta requisitos de tenacidade.

A qualificação, tanto de procedimento de soldagem como do desempenho de soldadores, é realizada através da avaliação dos resultados de ensaios efetuados em corpos-de-provas extraídos de peças de teste soldadas, sob a supervisão de um inspetor de solda e com registro de todo o processo de qualificação em RQPS e/ou RQS de acordo com a EPS estabelecida.

Os ensaios realizados para a avaliação da peça de teste dependem do tipo de qualificação desejada e da norma de qualificação adotada.

Os principais tipos de ensaios adotados são:

- visual e dimensional;
- radiografia;

- fratura;
- ensaios mecânicos;
- ensaios metalográficos.

## 2.5 TENSÕES RESIDUAIS

### 2.5.1 Tensões residuais em metais

Genericamente, tensões residuais são tensões que podem existir nos materiais sem a atuação de cargas externas ou variações de temperatura e são “produzidas” sempre que um material é submetido a uma deformação plástica não uniforme (modificações não homogêneas de volume e forma). Na produção dos materiais metálicos ou em seu trabalho, é praticamente inevitável a ocorrência de tensões residuais. Normalmente, na prática, as tensões residuais em materiais metálicos têm sido indicadas e diferenciadas pelos processos tecnológicos que as produzem. Em consequência, as tensões residuais têm sido chamadas de: tensões residuais de deformação, tensões residuais de têmpera, tensões residuais térmica, tensões residuais de cementação, tensões residuais de nitretação, tensões residuais de usinagem, tensões residuais de conformação, tensões residuais de eletrodeposição, tensões residuais de soldagem, etc (ASM HANDBOOK, 1995).

Algumas das causas mais comuns do aparecimento das tensões residuais são: processo de fabricação; fundição; soldagem; usinagem; modelagem; tratamento térmico; instalação ou montagem de uma estrutura; sobrecargas ocasionais; ajustes do solo em estruturas enterradas; etc.

A diferenciação das tensões residuais pelos processos tecnológicos que a produzem, apresentam em primeira instância dificuldades para classificação

e compreensão das tensões residuais, porque aparenta existir muitas causas para a formação das mesmas, específicas de cada processo tecnológico.

### **2.5.2 Tensões Residuais na Soldagem**

De acordo com *Welding Handbook – AWS (1994)*, tensões residuais na soldagem são tensões que existem nas junções soldadas sem a atuação de forças ou momentos externos e que se formam durante o processo de soldagem e resfriamento, como consequência de deformações temporárias, locais e heterogêneas, em escala macroscópica e microscópica do cordão de solda, região afetada pelo calor (ZTA) e o material de base. Ressalta-se que quando o material é uniformemente aquecido, ou seja, ele expande uniformemente, tensões térmicas não são produzidas no material (o que nunca ocorrerá em soldagens).

Na soldagem por fusão, as partes dos materiais a serem unidas, são fundidas através do fornecimento de energia térmica. No final do processo de aquecimento, forma-se uma ligação entre as partes através da poça de fusão, que contém o material de base fundido e normalmente material de adição. Durante a soldagem e o início da solidificação da poça de fusão criam-se tensões térmicas nas regiões vizinhas ao cordão de solda, devido aos grandes gradientes de temperatura que variam com a posição e o tempo. Com a continuidade do resfriamento da junção soldada, as tensões térmicas continuam variando com a posição e o tempo e tendem a aumentar, mas sempre limitada pela tensão de escoamento a quente do material na temperatura local a cada instante. Durante o resfriamento até a temperatura ambiente, com variações de temperatura e tensões térmicas, ocorrem também fenômenos metalúrgicos e mecânicos tais como: deformação plástica e transformação de fase. Todos estes efeitos podem gerar tensões residuais na junção soldada.

O estado de tensão residual macroscópico na soldagem é completamente determinado se, em cada ponto da peça soldada, são conhecidas as componentes da tensão residual em valor e direção. A determinação completa de todas as componentes, em vários pontos da junção soldada, é de difícil obtenção experimental. Quase sempre, por motivos de ordem prática, a determinação das tensões residuais macroscópicas na soldagem limita-se à determinação das componentes das tensões residuais paralelas e perpendiculares ao cordão de solda, denominadas respectivamente por tensões residuais longitudinais  $\sigma_y$  e tensões residuais transversais  $\sigma_x$ . Tensões residuais na direção da espessura  $\sigma_z$ , podem tornar-se significantes em soldagens em chapas de espessura superior a 25mm.

Genericamente, pode-se se dizer que as tensões residuais macroscópicas nas junções soldadas originam-se de gradientes de temperatura, tensões térmicas, deformações plásticas e transformações metalúrgicas verificadas em regiões macroscópicas do material. Entretanto, alguns destes fatores são na realidade o somatório de fenômenos mecânicos e metalúrgicos que ocorrem em regiões microscópicas do material. Todavia, apesar de inúmeros trabalhos existentes sobre o assunto, ainda não se consegue compreender e avaliar todos os fenômenos e parâmetros envolvidos na soldagem de diferentes tipos de aço.

Quase todos os estudos sobre tensões residuais na soldagem referem-se às tensões residuais macroscópicas. Muito pouco é conhecido sobre as tensões residuais microscópicas, apesar de sua reconhecida influência sobre as tensões residuais macroscópicas e sobre o comportamento mecânico das junções soldadas. Na soldagem por fusão, ocorrem muitas regiões microscópicas distintas, dependendo das condições de aquecimento e resfriamento que o material fica sujeito em cada região da junção soldada, e de heterogeneidades locais na composição química, particularmente se a soldagem é realizada com material de adição. Geralmente, estas regiões microestruturais podem

apresentar tamanhos de grãos diferentes, com ou sem morfologia diferentes, fases diferentes e orientações cristalográficas diferentes. Nestas regiões microestruturais, há ocorrência de diferentes densidades de discordância, microprecipitados, gases dissolvidos, gradientes na dissolução de elementos de liga ou impurezas dentro dos grãos e contornos de grão, ocorrência de fases com volumes diferentes, orientações cristalográficas preferenciais, etc., e a necessidade de equilíbrio de tensões entre as regiões microestruturais, estão associadas à existência de tensões residuais microscópicas.

Após a soldagem, resultam normalmente heterogeneidades dimensionais nas junções soldadas, tais como o reforço do cordão de solda. Todavia, podem também eventualmente ocorrer defeitos dentro do material, tais como: porosidade dentro da zona fundida; falta de penetração e falta de fusão no material de base; inclusão de escória; etc. A presença das heterogeneidades dimensionais altera o campo das tensões residuais macroscópicas nas vizinhanças dos locais onde elas ocorrem, mas em princípio, não são responsáveis pela formação de tensões residuais.

Tensões residuais nas soldagens podem ter dois principais efeitos: produção de distorções e/ou causar falha prematura do material. Distorções são causadas quando o calor da região de solda contrai não uniformemente, causando contração em uma parte da solda, gerando tensões na secção do cordão de solda. As tensões elásticas de soldagem, em resposta a essas tensões, provocam distorções. As tensões residuais e a distorção afetam o comportamento dos materiais em relação à fratura, contribuindo para a flambagem e o trincamento quando estas falhas ocorrem nas aplicações de baixos níveis de tensão. Isso significa que tensões residuais podem contribuir nas falhas por fadiga do material. As típicas tensões residuais em soldagem de chapa, são mostradas na figura 2.9:

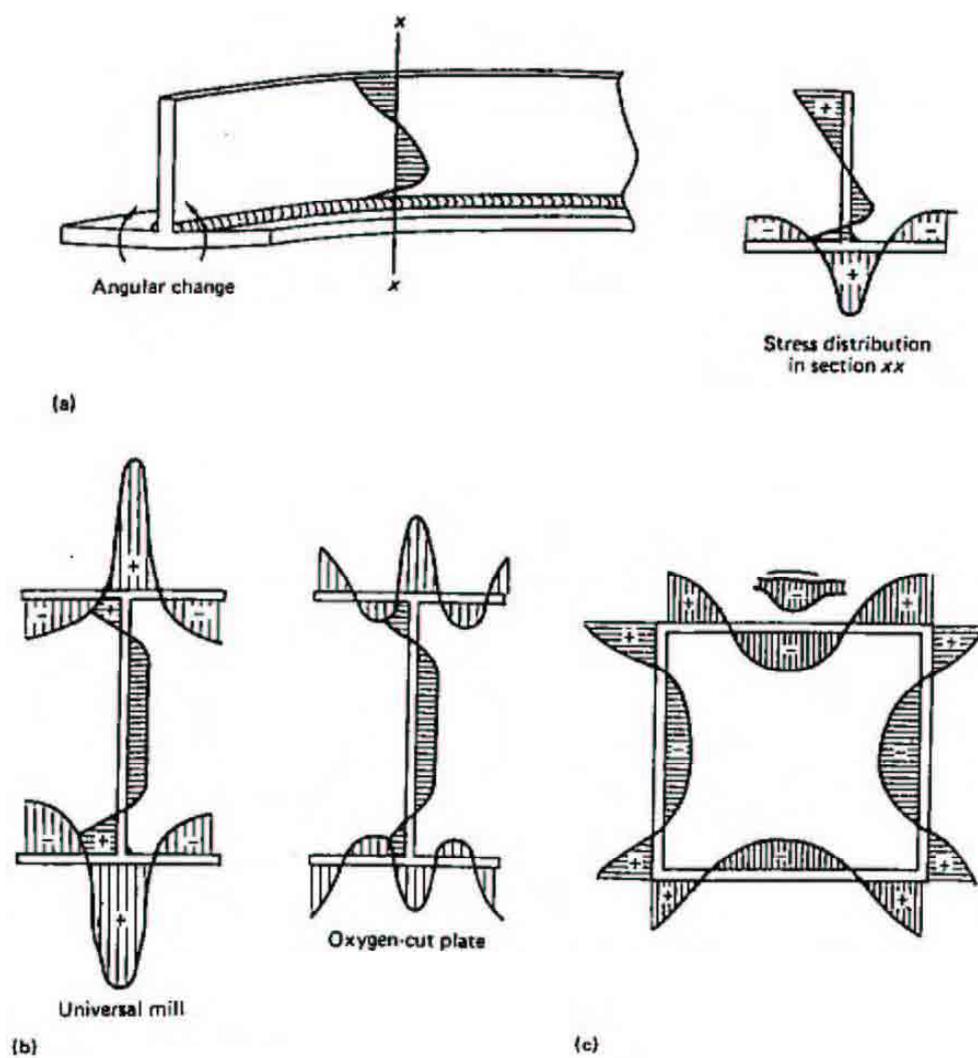


Figura 2.9 - Tensões residuais típicas em soldagem de chapas. (a) perfil "T". (b) perfis "H". (c) caixa soldada. Tensão de compressão (-); tensão de tração (+) (ASM HANDBOOK, 1995).

## 2.6 MEDIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS

### 2.6.1 Técnicas para medição de tensões residuais.

Várias técnicas tem sido utilizadas para se medir as tensões residuais nos metais. Conforme ASM (1995), segue abaixo as técnicas existentes para medição de tensões residuais:

#### 1. Técnicas de relaxação de tensões.

##### 1.1. Técnicas de relaxação utilizando “strain gages” elétricos e mecânicos.

###### *Chapa:*

- Técnica de seccionamento utilizando resistência elétrica “strain gages”;
- Técnica de Gunnert;
- Técnica de furação de Mathar-Soete;
- Técnica de serragem sucessiva de Stablein;

###### *Cilindros sólidos e tubos:*

- Técnica de usinagem sucessiva de Heyn-Bauer;
- Técnica da perfuração de Mesnager-Sachs;

###### *Sólidos tridimensionais:*

- Técnica da furação de Gunnert;
  - Técnica do seccionamento de Rosenthal-Norton;
- ##### 1.2. Técnicas de relaxação utilizando outros aparelhos que não sejam “strain gages” elétricos e mecânicos:
- Técnica de divisão do sistema em redes;

- Técnica de furação da camada frágil;
  - Técnica de furação da camada fotoelástica
2. Técnicas de difração de raios-X:
- Técnica do processo de filme;
  - Técnica do processo difratométrico;
3. Técnicas usando propriedades sensitivas a tensão.
- 3.1. Técnicas de ultra-som:
- Técnica da onda ultra-sônica polarizada;
  - Técnica da atenuação ultra-sônica;
- 3.2. Técnicas de medição das durezas.
4. Técnicas de trinca:
- Técnica da trinca induzida pelo hidrogênio;
  - Técnica da trinca induzida por corrosão sob tensão.

A tabela 2.4 mostra as vantagens e desvantagens dos principais métodos não destrutivos utilizados para a medição de tensões residuais.

Tabela 2.4 – Comparação dos principais métodos não destrutivos para a medição das tensões residuais (HANDBOOK OF MEASUREMENT OF RESIDUAL STRESSES, 1996).

<b>Método</b>	<b>Furo cego</b>	<b>Difração de Raios-X</b>	<b>Difração de nêutron</b>	<b>Ultrasonico</b>	<b>Magnético</b>
<i>Hipóteses básicas</i>	Tensão bi-axial uniforme na superfície do furo	Padrão: isotrópico, homogêneo, material policristalino	Isotrópico, homogêneo, material policristalino	Isotrópico, material homogêneo, tensões homogêneas na trajetória acústica entre o transmissor e o receptor.	Material ferromagnético
<i>Tipo de tensão analisada</i>	Tipo 1	Tipos 1 e 2 ou 3	Tipos 1 e 2	Tipos 1, 2 e 3	Tipos 1, 2 e 3
<i>Parâmetros de medição</i>	Deformação superficial ou deslocamentos	Alteração no espaçamento interplanar de materiais policristalinos	Alteração no espaçamento interplanar de materiais policristalinos	Variações da velocidade da onda ultra-sônica	Amplitude do efeito “Barkhausen” ou permeabilidade magnética
<i>Zona mínima de análise</i>	0,5 mm <sup>2</sup>	0,5 mm <sup>2</sup>	4 mm <sup>3</sup>	De 0,1 mm <sup>2</sup> para método de alta frequência a 30 mm <sup>2</sup> para método convencional	
<i>Problemas para o caso de grãos grandes e textura grosseira</i>	Não	Sim	Não	Sim	Sim
<i>Sensibilidade para endurecimento por deformação plástica</i>	Baixa	Alta	Média	Alta	Alta
<i>Precisão normal</i>	± 20 MPa	± 20 MPa	± 30 MPa	10 a 20 MPa	10 a 20 MPa
<i>Profundidade da Inspeção</i>	0,02 a 15 mm	1 a 50µm	2mm a 50mm	0,015 a 3mm	0,1 a 1 mm

Será tratado somente o método de medição por difração de raios-X, que é o método utilizado neste trabalho.

## **2.6.2 Medição de tensões em metais por difração de raios-X**

A técnica de difração por raios-X explora o fato de quando o metal é sub-tensionado, nos carregamentos ou nas tensões residuais, as forças elásticas resultantes são manifestadas como uma mudança de espaçamento no plano atômico da estrutura cristalina do metal. Raios-X é capaz de proporcionar medições diretas destas modificações no espaço atômico entre planos, sendo capaz de quantificar o nível de tensão residual no metal.

Por ser não destrutivo e o equipamento poder ser portátil, a técnica da difração de raios-X é uma importante ferramenta na detecção, análise e prevenção de falhas, particularmente porque se podem realizar medições antes e depois do processo de soldagem, e a faixa de precisão é grande. A introdução desta técnica de mapeamento das tensões permite com rapidez e precisão, a caracterização da solda, incluindo as zonas afetadas pelos ciclos térmicos, associados à máxima tensão residual. Isto permite a otimização do processo na fabricação de peças.

A medição de tensões por difração de raios-X possibilita a determinação de tensões de carregamento e tensões residuais na proximidade da superfície dos materiais metálicos, aproximadamente 5  $\mu\text{m}$ .

### **2.6.2.1 Princípios da difração de raios-X**

Conforme Reed-Hill (1994), como os cristais são arranjos simétricos de átomos contendo direções e planos de alta densidade atômica, eles são capazes de agir como redes tridimensionais de difração. Se os raios de luz são eficientemente difratados por uma rede, então o espaçamento da rede

(comprimento de uma malha) deve ser aproximadamente igual ao comprimento de uma onda de luz.

Quando raios-X de uma dada frequência atingem um átomo, eles interagem com seus elétrons, fazendo-os vibrar com a mesma frequência do feixe de raios-X. Como os elétrons se tornam cargas elétricas em vibração, eles reirradiam os raios-X sem mudar sua frequência. Esses raios refletidos saem dos átomos em muitas direções, ou, em outras palavras, os elétrons “espalham” o feixe de raios-X em todas as direções.

Quando átomos espaçados regularmente são atingidos por um feixe de raios-X, os raios refletidos sofrem interferência. Em certas direções ocorre interferência construtiva, enquanto em outras ocorre interferência destrutiva. Por exemplo, se um plano atômico isolado é atingido por raios-X paralelos, o feixe sofre interferência construtiva quando o ângulo de incidência iguala-se ao de reflexão.

A figura 2.10 mostra os raios indicados por  $a_1$  a  $a_3$  representam um feixe paralelo de raios-X. À frente da onda deste feixe, onde todos os raios estão em fase, é representada pela linha  $AA$ . A linha  $BB$  é traçada perpendicularmente aos raios refletidos pelos átomos, numa direção tal que o ângulo de incidência iguala-se ao ângulo de reflexão. Como  $BB$  encontra-se à mesma distância da frente da onda  $AA$ , qualquer que seja o raio considerado, todos os pontos em  $BB$  devem estar em fase. Ela se constitui, portanto, em uma fase de onda, e a direção dos raios refletidos é então uma direção de interferência construtiva.

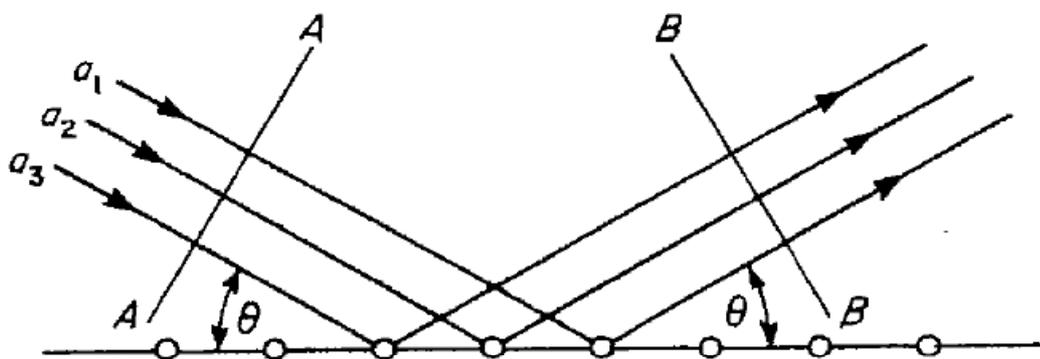


Figura 2.10 – Um feixe de raios-X é refletido com interferência construtiva quando o ângulo de incidência é igual ao ângulo de reflexão (REED-HILL, 1994).

Quando os raios-X são refletidos não por uma rede de átomos dispostos num único plano, mas por átomos de vários planos paralelos igualmente espaçados, como os existentes nos cristais, a interferência construtiva somente ocorre sob condições altamente restritas. A lei que governa este fenômeno é conhecida como lei de Bragg.

A figura 2.11 mostra um feixe de raios-X que está sendo refletido por dois planos paralelos do reticulado. Na realidade, o feixe seria refletido não somente por dois planos do reticulado, mas por um grande número de planos paralelos. O espaçamento do reticulado cristalino ou a distância entre planos é representado pela letra  $d$ . A linha  $oAi$  foi traçada perpendicularmente aos raios incidentes e representa uma frente de onda. Os pontos  $o$  e  $m$  que se encontram nesta frente de onda devem estar em fase. A linha  $oAr$  foi traçada perpendicularmente aos raios refletidos  $a1$  e  $a2$ , e a condição para que  $oAr$  represente uma frente de onda é a de que os raios refletidos devam estar em fase nos pontos  $o$  e  $n$ . Essa condição só poderá ser satisfeita se a distância  $mpn$  for igual a um múltiplo de um comprimento completo de onda, isto é, essa distância deve ser igual a  $\lambda$  ou  $2\lambda$  ou  $3\lambda$  ou  $n\lambda$ , onde  $\lambda$  é o comprimento de onda dos raios-X e  $n$  um número inteiro qualquer.

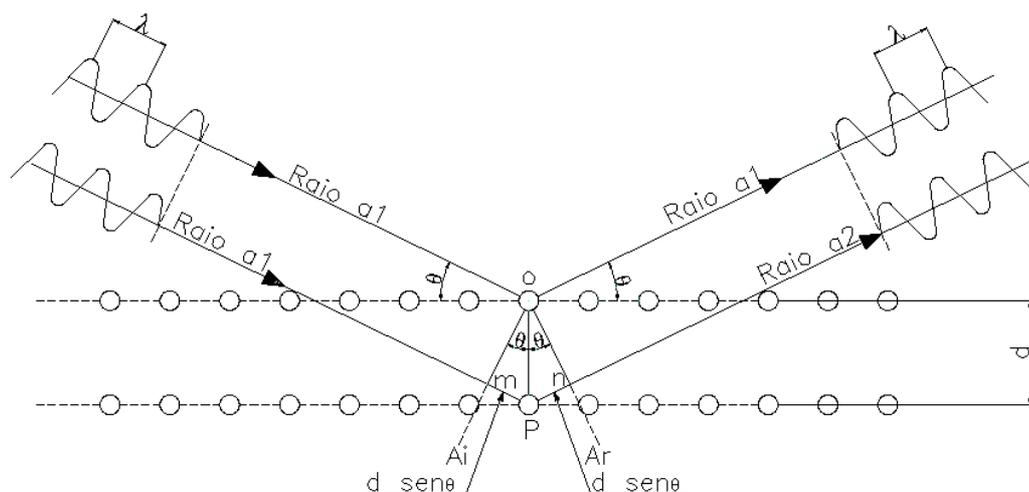


Figura 2.11 – A lei de Bragg.

A figura 2.11 mostra que as distâncias  $mp$  e  $pn$  são ambas iguais a  $d \text{ sen } \theta$ . A distância  $mpn$  é, portanto,  $2 d \text{ sen } \theta$ . Sendo esse valor igual a  $n\lambda$ , tem-se a lei de Bragg:

$$n\lambda = 2 d \text{ sen } \theta \quad (2.6.1)$$

onde:  $n = 1, 2, 3, \dots$  –  $n^\circ$  inteiro qualquer que junto com  $\lambda$  representa um múltiplo de um comprimento de onda.

$\lambda$  = comprimento de onda monocromática ( $\lambda = \text{constante}$ ) em  $\text{Å}$  dos raios-X incidentes.

$d$  = distância interplanar dos planos em  $\text{Å}$ .

$\theta$  = ângulo de incidência ou reflexão do feixe de raios-X, ângulo de Bragg.

Quando a relação da lei de Bragg é satisfeita, os raios refletidos  $a1$  e  $a2$  estarão em fase, resultando uma interferência construtiva. Além disso, os ângulos nos quais ocorre interferência construtiva, quando um feixe delgado de raios-X atinge um cristal não deformado, são perfeitamente definidos porque as reflexões se originam em milhares de planos paralelos do reticulado.

Sob esta condição, mesmo um pequeno desvio do ângulo  $\theta$  que satisfaz a relação citada causa interferência destrutiva nos raios refletidos. Como consequência, o feixe refletido deixa o cristal como um fino lápis de raios, capaz de produzir imagens perfeitas da fonte numa chapa fotográfica.

#### 2.6.2.2 Método da tensometria por difração de raios-X

Segundo Benning<sup>1</sup> (1989 apud TORRES, 2002), em princípio, o método de difração de raios-X envolve a medida das variações homogêneas das distâncias interplanares do reticulado em materiais cristalinos. Se  $d_0$  e  $d_1$  são, respectivamente, as distâncias interplanares da rede cristalina do material sem e com influência de tensões (figura 2.12), a deformação na rede,  $\varepsilon$ , pode ser escrita como:

$$\varepsilon = (d_1 - d_0) / d_0 = \Delta d / d_0 \quad (2.6.2)$$

onde  $\Delta d$  é a variação da distância interplanar.

Com a variação das distâncias interplanares, existe também uma variação no ângulo de difração  $\Delta\theta = \theta - \theta_0$ . Fazendo a diferenciação da lei de Bragg obtém-se uma relação entre a deformação  $\varepsilon$  e o ângulo  $\theta_0$ .

$$\varepsilon = \Delta d / d_0 = - \cot(\theta_0) \Delta\theta \quad (2.6.3)$$

As medidas por técnicas de difração de raios-X são geralmente efetuadas diretamente em termos de posição angular  $2\theta$ . Mudando – se a equação 2.6.3 para  $2\theta$  e transformando-a para graus tem-se:

$$\varepsilon = (- \cot(\theta_0) / 2) (\pi / 180) \Delta 2\theta \quad (2.6.4)$$

<sup>1</sup> BENNING, I. O. *Non-destructive determination of load and residual stresses by the X-ray stress method*. The Rigaku Journal, apud TORRES, M.A.S. Uma avaliação do efeito do shot peening na vida em fadiga do aço ABNT 4340 com e sem revestimento de cromo duro, 2002. 223f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica – projetos e Materiais – Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, UNESP, Guaratinguetá, 2002).

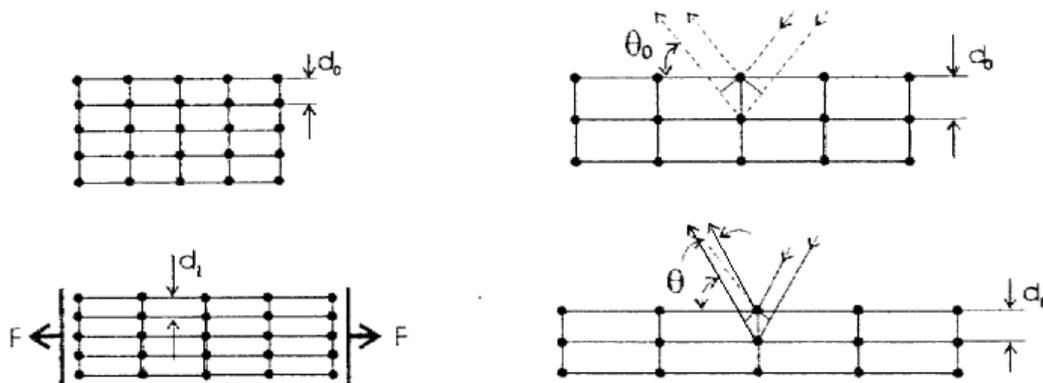


Figura 2.12 – Princípio da medida de difração de raios-X (BENNING, 1989 APUD TORRES, 2002).

Para análise teórica da deformação da rede, em relação às tensões aplicadas, é utilizada a teoria clássica da elasticidade. Na superfície do espécime tensionado onde  $\sigma_3$  é zero, existe somente a presença das tensões  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$ . Entretanto, devido a existência da contração lateral, haverá sempre três componentes de deformação relacionadas através do coeficiente de Poisson. As deformações principais  $\varepsilon_1$ ,  $\varepsilon_2$  e  $\varepsilon_3$  são relacionadas através da expressão 2.6.5 e a situação geral das tensões e deformações pode ser visualizada na figura 2.13.

$$\varepsilon_{\varphi,\psi} = \varepsilon_1 \alpha_1^2 + \varepsilon_2 \alpha_2^2 + \varepsilon_3 \alpha_3^2 \quad (2.6.5)$$

Onde:  $\alpha_1 = \cos\Phi \operatorname{sen}\psi$ ;

$$\alpha_2 = \operatorname{sen}\Phi \operatorname{sen}\psi \text{ e}$$

$\alpha_3 = \cos\psi$  são os cossenos diretores de  $\varepsilon_{\varphi,\psi}$  em relação aos eixos principais.

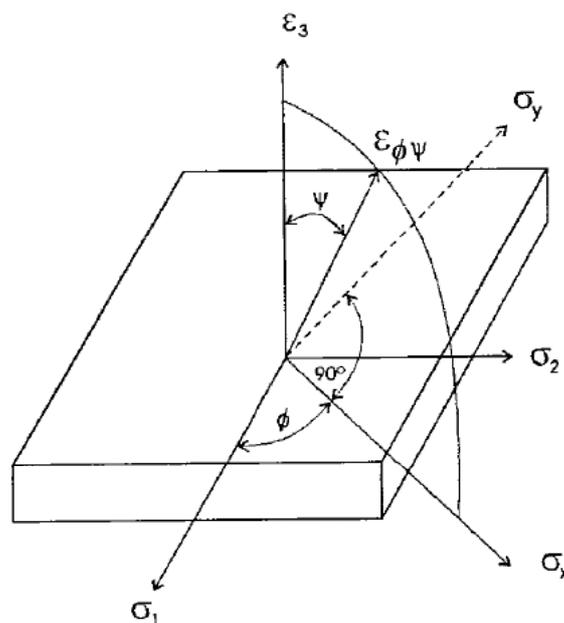


Figura 2.13 – Representação esquemática das tensões e deformações indicando a rotação angular usada na análise de difração por raios-X (BENNING, 1989 APUD TORRES, 2002).

Pela forma generalizada da lei de Hooke, a expressão 2.6.5 pode ser rescrita:

$$\varepsilon_{\phi,\psi} = [(v + 1)/E] (\sigma_1 \alpha_1^2 + \sigma_2 \alpha_2^2) - [(v/E) (\sigma_1 + \sigma_2)] \quad (2.6.6)$$

Para  $\psi = 90^\circ$ , a componente da tensão na superfície  $\sigma_\phi$  é dado por:

$$\sigma_\phi = \sigma_1 \cos^2\phi + \sigma_2 \sin^2\phi \quad (2.6.7)$$

Substituindo 2.6.7 em 2.6.6 e introduzindo  $S_2 = 2(1+v)/E$  e  $S_1 = -v/E$ , temos:

$$\varepsilon_{\phi,\psi} = 1/2 S_2 \sigma_\phi \sin^2\psi + S_1 (\sigma_1 + \sigma_2) \quad (2.6.8)$$

Onde  $S_1$  e  $S_2$  são conhecidos como as constantes elásticas do raio-X. Diferenciando-se as equações 2.6.4 e 2.6.8 e igualando-se os resultados chega-se:

$$\partial\varepsilon_{\phi,\psi}/\partial\sin^2\psi = (-\cot\theta_0/2) (\pi/180) [\partial(\Delta 2\theta)/\partial\sin^2\psi] = 1/2 S_2 \sigma_\phi \quad (2.6.9)$$

Isolando-se o  $\sigma_\phi$  tem-se:

$$\sigma_\phi = -1/2 [E/(1+\nu)] \cot(\theta_0) (\pi/180) [\partial(\Delta 2\theta)/\partial \sin^2 \psi] \quad (2.6.10)$$

Para o estado bi-axial de tensões, e assumindo que o plano de tensões é paralelo à superfície da amostra, o valor da tensão residual é obtido diretamente pela tangente da reta  $(\Delta 2\theta) \sin^2 \psi$  usando a equação 2.6.10 e considerando constantes  $E$ ,  $\nu$  e  $\theta_0$ .

## 2.7 ALÍVIO DE TENSÕES RESIDUAIS

Vários tratamentos térmicos e/ou mecânicos são sempre aplicados para reduzir estas tensões residuais ou distorções. Os tratamentos térmicos e mecânicos são necessários para manter ou restaurar as propriedades do metal de base afetado pelo ciclo térmico da soldagem.

Segundo Novikov (1994), o excesso de energia na região deformada elasticamente pode diminuir, sem a destruição da integridade do corpo. Isto acontece se o alívio das tensões residuais ocorrer através de deformação plástica. Conseqüentemente, para se conseguir a eliminação total ou parcial das macrotensões residuais da peça, é indispensável introduzir na mesma um escoamento plástico.

Conforme Zeemann (2003), o nível de tensão residual na soldagem pode ser reduzido através de pré-aquecimento, pois este reduz a velocidade de resfriamento e facilita a acomodação das tensões. O aporte de calor pode ter o mesmo tipo de efeito, porém outras características metalúrgicas indesejáveis podem ocorrer, como por exemplo, granulação grosseira e, conseqüentemente, perda de resistência mecânica. O alívio de tensões residuais é necessário sempre que possa haver perigo destas tensões causarem falha prematura, e isto pode ocorrer em vários casos, um deles é quando o componente é de grande espessura (como no código ASME, acima de 38mm), pois o estado de tensões

deixa de ser uniaxial e o material perde a capacidade de escoar, podendo facilmente chegar na tensão limite de resistência.

Doravante, será tratado somente o tratamento mecânico para alívio de tensões através de prova pressão, conforme Welding Handbook (1994), relacionado com a aplicação de esforços através de pressão hidrostática.

### 2.7.1 Prova de resistência

Investigações indicam que um alto carregamento uniforme nas soldas pode tender a abaixar as tensões residuais longitudinais por um acréscimo do carregamento (AWS, 1994).

A figura 2.14 mostra esta condição. Curva 0, tensão residual após a soldagem; curva 1, distribuição da tensão com  $\sigma = \sigma_1$  (durante o primeiro patamar de teste); curva 1', distribuição da tensão após  $\sigma = \sigma_1$  aplicado e então aliviado; curva 2, distribuição de tensão com  $\sigma = \sigma_2$ ; curva 2', distribuição da tensão após  $\sigma = \sigma_2$  aplicado e então aliviado; curva 3, distribuição das tensões no limite de escoamento.

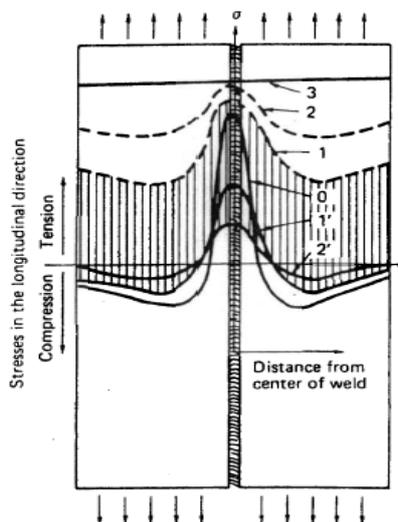


Figura 2.14 – Esquema mostrando a distribuição de tensões em uma soldagem em chanfro quando cargas uniformes são aplicadas às tensões residuais resultantes são aliviadas após estas aplicações de cargas (ASM HANDBOOK, 1995).

Segundo Yang e Lee (1997), o alívio de tensões residuais através de pressão hidrostática consiste em aplicar pressão até um valor onde a tensão aplicada devido esta pressão seja de 90% do limite de escoamento do material, A figura 2.15 mostra que o estado de tensão e deformação de uma solda é respectivamente  $\sigma_0$  e  $\epsilon_0$ . O estado de tensão e deformação após a aplicação de pressão é  $\sigma_p$  e  $\epsilon_p$ , então removendo e aplicando pressão, o nível de tensão residual pode chegar a  $\sigma_r$  e  $\epsilon_0$ . Portanto, aplicando o carregamento mecânico através de pressão hidrostática, as tensões residuais são relaxadas de  $\sigma_0$  até  $\sigma_r$ .

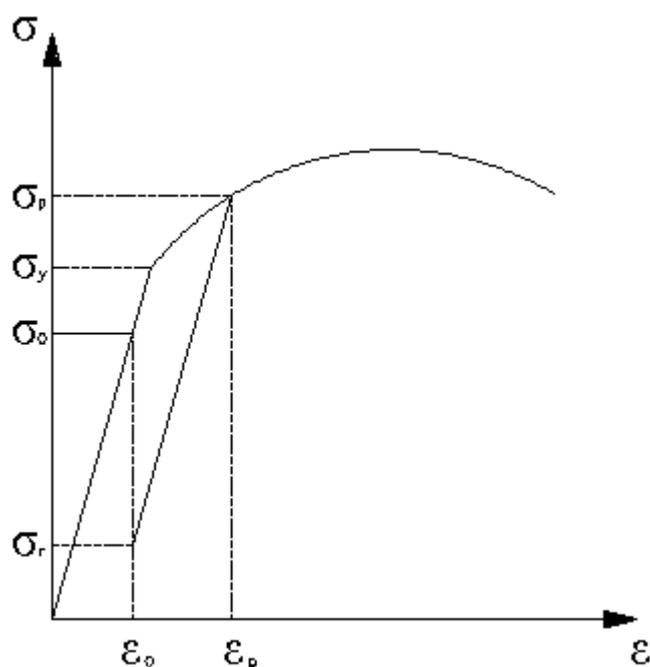


Figura 2.15 – Esquema do comportamento da tensão e deformação durante o tratamento mecânico de alívio de tensão (YANG e LEE, 1997).

Vasos de pressão cilíndricos e esféricos podem ser aliviados por um carregamento hidrostático através de pressão. Em vasos cilíndricos, carregamentos hidrostáticos produzem tensões circunferenciais de aproximadamente o dobro das tensões longitudinais tanto que os alívios das tensões residuais circunferenciais podem ser somente aliviados a metade das soldas longitudinais.

Prova de tensão de soldas de geometria mais complexas usualmente apresentam dificuldades consideráveis e, entretanto, raramente são executadas. Esta prova de tensão freqüentemente serve como uma operação final na fabricação para aliviar irregularidade causada por deformações plásticas, porém em serviço não acontecerá a deformação plástica porque o equipamento deverá trabalhar somente na região elástica e dentro dos limites de segurança.

Este processo é baseado na deformação plástica do material. Isto é esperado, entretanto, um potencial de fissura pode existir onde os materiais envolvidos são sensíveis ao entalhe ou sem ductilidade ao entalhe na temperatura de prova de tensão.

### **3 MATERIAIS E MÉTODOS**

#### **3.1 DESCRIÇÃO DO PROJETO**

Como já descrito no resumo e na introdução desta dissertação, o projeto para este trabalho consistiu na medição de tensões residuais para que fosse analisado o quanto é eficiente o alívio de tensões, através do ensaio de pressão processo mecânico (TMAT) nas juntas soldadas desta caixa. As juntas soldadas da caixa espiral, onde foram feitas as medições das tensões residuais, foram as da unidade geradora nº3 do projeto para Usina Hidrelétrica Barra Grande.

##### **3.1.1 Caixa espiral**

Conforme projeto ALSTOM, detalhe na figura 3.1, esta caixa espiral é composta de 25 virolas com seções variáveis e decrescentes, sendo que a de maior diâmetro interno é a virola de entrada com 5171,3mm e construída com chapa de 50mm de espessura e a de menor diâmetro com 1723,8mm e com 22,4mm de espessura. A chapa de maior espessura é de 75mm. Estas espessuras são definidas conforme o grau de tensões atuantes nas mesmas, em

qualquer condição de trabalho, tudo dentro dos critérios de aceitação definidos para o projeto.

As soldas (longitudinais e circunferenciais) de união entre estas virolas e também as de união destas com o pré-distribuidor (longitudinais), são executadas na montagem de obra. Esta é uma condição para facilitar e baixar os custos com o transporte das peças. O projeto destas juntas soldadas está descrito no item 3.1.2, e os controles destas estão definidos no item 3.1.3.

O material empregado para as chapas laminadas para a fabricação destas virolas esta indicado no item 3.2.1.

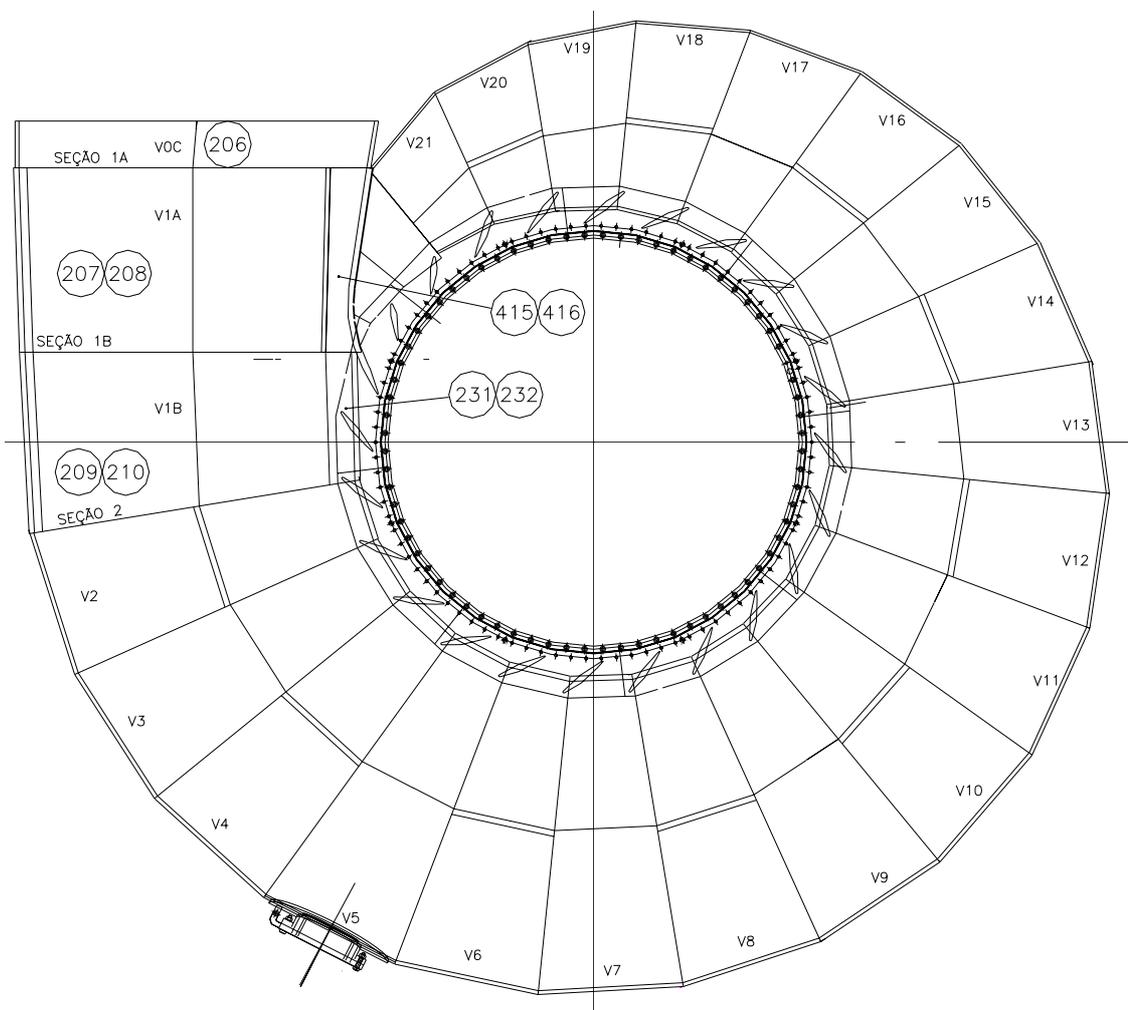


Figura 3.1 – Detalhe do projeto da caixa espiral da UHE Barra Grande.

### 3.1.2 Juntas soldadas

As juntas soldadas foram projetadas para suportar as condições de trabalho e de testes conforme especificação técnica do cliente da UHE Barra Grande. Esta pressão de ensaio deve ser de 1,3 vezes a máxima pressão de trabalho, que é de 3,13 MPa (31,9 kgf/cm<sup>2</sup>). A figura 3.2 mostra detalhes das juntas soldadas deste projeto.

Neste projeto, as juntas soldadas são todas de penetração total para qualquer espessura de chapa, independente do tipo de junção (topo ou angular). As juntas soldadas entre virola de espera com pré-distribuidor e virola com pré-distribuidor, possuem tolerância no acabamento externo do chanfro para diminuir o número de pontos que concentrem tensões.

SOLDAS GERAIS CIRCULARES OU LONGITUDINAIS

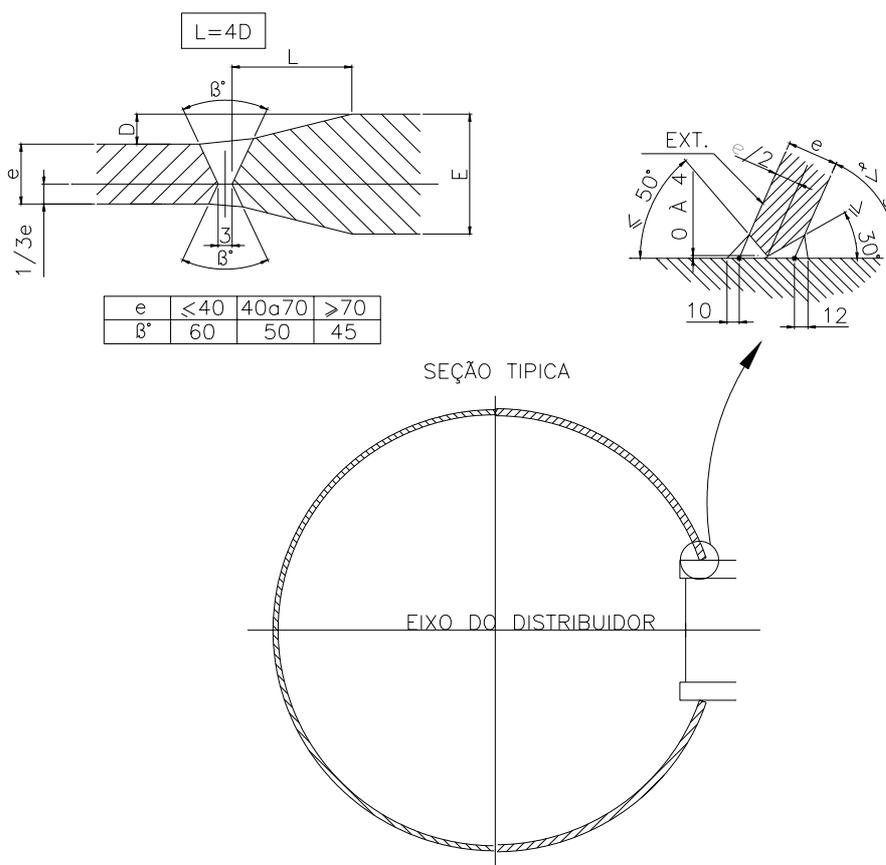


Figura 3.2 – Detalhe das soldas da caixa espiral da UHE Barra Grande.

### 3.1.3 Controle das juntas soldadas

O controle da qualidade destas juntas soldadas atende as condições a que estas foram projetadas e calculadas considerando a eficiência de 100%, e o critério de aceitação é a classe 1 da norma interna ALSTOM nº 028-300, onde especifica que as principais soldas nos equipamentos de segurança, submetidos a altas tensões, vibrações, riscos de fratura frágil, devem ser examinadas com 100% por raios-X ou por ultra-som.

Inspeções e condições de testes para as soldas classe 1 conforme a norma interna ALSTOM nº 028-300 são os seguintes:

- qualificação do soldador: código ASME seção IX;
- qualificação do procedimento de soldagem: código ASME seção IX;
- ensaios mecânicos: eventual;
- inspeção no chanfro da junta soldada: obrigatório;
- inspeção da solda durante a soldagem: líquido penetrante ou magnetoscopia;
- inspeção após a solda: exame visual obrigatório; verificação dimensional obrigatório; inspeção por ultra-som ou radiografia em 100%; inspeção por líquido penetrante ou magnetoscopia.

Os métodos e critérios de aceitação para os testes das soldas classe 1 deste projeto foram os seguintes:

- ultra-som: método ASME V artigo 5, critério aceitação ASME VIII apêndice 12;
- líquido penetrante: método ASME V artigo 5, critério aceitação ASME VIII apêndice 8.

## 3.2 MATERIAIS

### 3.2.1. Material de base

Foram usadas chapas laminadas de aço carbono de baixa liga, conforme norma DIN EN 10025 S275J2G3 (antiga norma DIN RRST44-3N), indicada no item 2.2. As variações nas composições químicas e as propriedades mecânicas encontradas nestas chapas são apresentadas nas tabelas 3.1 e 3.2, a seguir.

Todas estas chapas sofreram, na usina, um tratamento térmico de normalização com uma temperatura de encharque de 900 °C, tempo de encharque de 10 minutos e resfriamento ao ar.

Tabela 3.1 – Composição química das chapas utilizadas no modelo TMAT, norma DIN EN 10025.

Espessura chapa (mm)	Elemento de liga (%)							
	C max.	Mn max.	Si max.	P max.	S max.	N max.	Al	CE <sup>2</sup>
180 (ref. 401)	0,18	1,17	0,17	0,023	0,011	-	0,026	0,38
<b>S275 J2G3</b>	0,20	1,5	-	0,035	0,035	-	-	0,44
75 (ref. 231)	0,16	1,42	0,27	0,021	0,01	74ppm	0,05	0,41
75 (ref. 232)	0,19	1,52	0,27	0,0261	0,01	0,006	0,034	0,44
<b>S355 J2G3 (1)</b>	0,22	1,6	0,55	0,035	0,035	-	-	0,47
70 (ref. 207)	0,15	1,1	0,24	0,016	0,009	62ppm	0,05	0,34
70 (ref. 208)	0,15	1,1	0,24	0,016	0,009	62ppm	0,05	0,34
70 (ref. 209)	0,15	1,07	0,20	0,02	0,015	67ppm	0,05	0,33
70 (ref. 210)	0,16	1,00	0,23	0,022	0,018	72ppm	0,023	0,42
<b>S275 J2G3</b>	0,18	1,5	-	0,035	0,035	-	-	0,43
50 (ref. 206)	0,16	1,06	0,27	0,017	0,007	32ppm	0,026	0,34
<b>S275 J2G3</b>	0,18	1,5	-	0,035	0,035	-	-	0,42

Devido a aproveitamento de chapa, foi utilizado material conforme norma indicada (1). CE = Carbono equivalente (2).

Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas das chapas utilizadas no modelo TMAT, norma DIN EN 10025.

Espessura chapa (mm)	Propriedades mecânicas			
	$\sigma_r$ (MPa)	$\sigma_e$ (MPa)	Al (%)	Charpy médio (J) $-20^\circ$ C
180 (ref. 401)	495	381	29	39
<b>S275 J2G3</b>	380 – 540	$\geq 205$	$\geq 17$	$\geq 23$
75 (ref. 231)	536	377	32	99
75 (ref. 232)	552	363	26	103
<b>S355 J2G3 (1)</b>	490 - 630	$\geq 325$	$\geq 20$	$\geq 27$
70 (ref. 207)	469	317	34	126
70 (ref. 208)	469	317	34	126
70 (ref. 209)	455	348	30	114
70 (ref. 210)	458	307	32	136
<b>S275 J2G3</b>	410 - 560	$\geq 245$	$\geq 20$	$\geq 27$
50 (ref. 206)	486	338	34	153
<b>S275 J2G3</b>	410 - 560	$\geq 255$	$\geq 21$	$\geq 27$

Devido a aproveitamento de chapa, foi utilizado material conforme norma indicada (1).

Todas as chapas utilizadas nesta caixa espiral mostraram em suas composições químicas, tabela 3.1, a adição de alumínio, onde a norma do material não indica. Este elemento de liga atua como desoxidante e é também utilizado para refino de grão. Portanto, pode-se verificar que as propriedades mecânicas destas chapas, tabela 3.2, estão acima das indicadas pela norma do material, principalmente os resultados dos ensaios de Charpy.

### 3.2.2. Material de adição

Foram utilizados consumíveis para o metal de adição conforme especificado em cada EPS (especificação do procedimento de soldagem), onde cada composição esta detalhada no item 3.3.

A composição química de cada consumível encontra-se na tabela 3.3, e as propriedades mecânicas na tabela 3.4.

Tabela 3.3 – Composição química dos consumíveis.

Classificação do consumível conforme AWS	Elemento de liga (%)							
	C	Mn	Si	P	S	N	Al	CE <sup>1</sup>
E71T-1 (TMAT)	0,047	1,03	-	0,018	0,016	-	-	0,22
ER70S6 (TMAT)	0,075	1,42	0,831	0,015	0,012	-	0,0029	0,31

(1) CE = Carbono equivalente, ver item 2.4.3.

Tabela 3.4 – Propriedades mecânicas mínimas garantidas dos consumíveis.

Classificação do consumível conforme AWS	Propriedades mecânicas			
	$\sigma_r$ (MPa)	$\sigma_e$ (MPa)	Al (%)	Charpy min. (J)
E71T-1 (TMAT)	480	400	22	27 (-29° C)
ER70S6 (TMAT)	480	400	22	27 (-30° C)

Os consumíveis utilizados e indicados na tabela 3.4 mostraram propriedades mecânicas superiores as das chapas e na composição química, tabela 3.3, a taxa de carbono apresentada foi baixa e conseqüentemente um

baixo valor de carbono equivalente CE, o que é muito favorável para o processo de soldagem.

### 3.3. PROCESSO DE SOLDAGEM

Para todas as soldas de pré-montagem das virolas no pátio de montagem (soldas circunferenciais), foi utilizada a EPS (especificação do procedimento de soldagem) n° SA0681I, e para as soldas entre as virolas e os anéis superior e inferior do pré-distribuidor, foi utilizada a EPS n° AT0021I. Estas EPS foram elaboradas pela empresa Alstom Brasil Ltda e foram utilizadas pela Camargo Corrêa S.A., empresa que montou a caixa espiral da UHE Barra Grande.

A seqüência de soldagem das virolas foi a seguinte:

- reconstituído os setores das virolas, por exemplo, soldagem longitudinal entre as referências 209 e 210 (setor V1B);
- montado e ponteadado sobre os anéis do pré-distribuidor todos os setores de virolas;
- executado todas as soldas circulares entre os setores;
- executado todas as soldas longitudinais entre os setores e os anéis do pré-distribuidor.

Segue na tabela 3.5 alguns dados destas EPS's.

Tabela 3.5 – Dados das EPS's utilizadas no modelo para TMat.

	<b>EPS AT0021I (arame tubular)</b>	<b>EPS SA0681I (arame sólido)</b>
Classificação do metal de adição conforme AWS N°	E71T-1	ER70S6
Dimensão do metal de adição	1,2 ou 1,6 mm	1,2 mm
Metal de solda depositado, faixa de espessura.	Chanfro: <= 203,2 Filete: todas dimensões	Chanfro: <= 203,2 Filete: todas dimensões
Temperatura mínima de pré-aquecimento	Até 25,4mm: 15°C De 25,4 à 50,8mm: 55°C Acima de 50,8mm: 80°C	Até 25,4mm: 15°C De 25,4 à 50,8mm: 55°C Acima de 50,8mm: 80°C
Temperatura máxima de interpasse	220°C	220°C
Pós-aquecimento	N/A	N/A



### 3.5. MEDIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS

O método selecionado para a medição das tensões residuais foi o da difração de raios-X. A própria empresa Alstom já empregou este método, obtendo resultados satisfatórios, para a medição de tensões residuais em soldas de rotor de turbina hidráulica.

#### 3.5.1 Definição do equipamento utilizado para as medições

O equipamento portátil, utilizado para a medição das tensões residuais, foi o conjunto “RAYSTRESS”, pertencente a COOPETEC, que é um órgão ligado a Universidade Federal do Rio de Janeiro – UFRJ, e que fez todas as medições para caixa espiral já apresentada anteriormente.

Este equipamento portátil é usado em larga escala para controle não-destrutivo do estado de tensões residuais de diferentes processos tecnológicos ou dos equipamentos industriais, e foi desenvolvido para trabalhar com o método de dupla exposição para determinação de tensões. As figuras 3.2 e 3.3 a seguir apresentam este equipamento (MONIN; TEODOSIO; GUROVA, 2000).

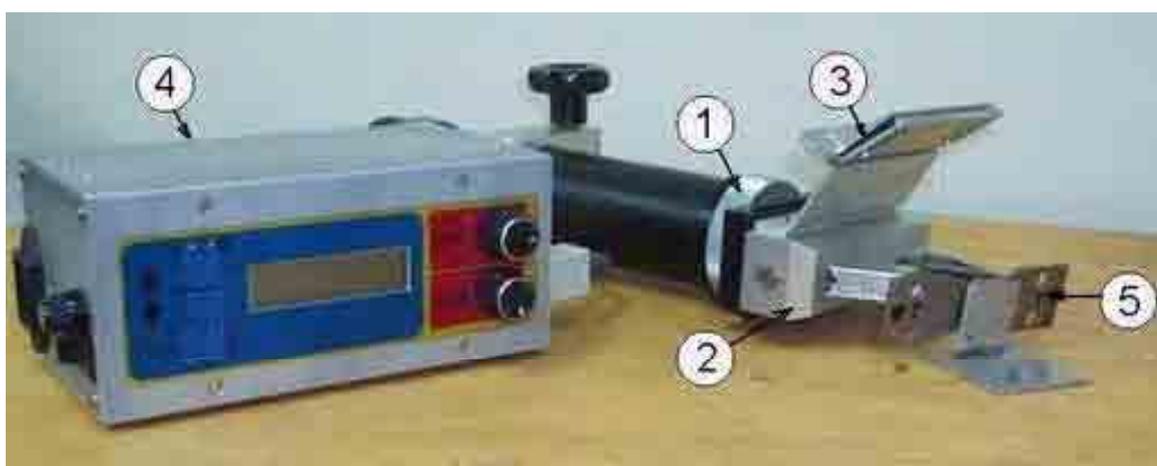


Figura 3.4 – Conjunto “RAYSTRESS”: Tubo de raios-X com fonte de alta tensão (1); Colimador (2); Porta filmes (3); Unidade de controle (4); Amostra analisada (5).



Figura 3.5 – Exemplo de utilização do equipamento de raios-X portátil: tubo de raios-X(1); colimador(2); fonte de alta tensão(3); suporte magnético(4); unidade de controle do equipamento(5).

Fonte de alta tensão e tubo de raios-X (1). Uma das qualidades do equipamento é que o tubo de raios-X é acoplado à fonte de alta tensão. A fonte é um cilindro cujo diâmetro é de 5 cm e o comprimento é de 37 cm. A tensão e a corrente de trabalho da fonte de raios-X é de 25 kV e 1,5 mA, respectivamente. O tubo de raios-X possui dois anodos de cromo ( $\lambda_{Crk\alpha} = 2,29092 \text{ \AA}$ ) com resfriamento ao ar, produzindo feixes convergentes de radiações monocromáticas para realizar a técnica de duas exposições de medição de tensões por raios-X. O ângulo de convergência dos feixes de raios-X é de  $50^\circ$ . A profundidade de penetração efetiva da radiação no Fe é de aproximadamente 11  $\mu\text{m}$ . Os dois feixes incidentes são difratados pelos planos cristalográficos  $\{2\ 1\ 1\}$  do ferro e formam cones que interceptam o filme

segundo linhas cônicas. O tempo de exposição, no caso de medições de tensões residuais em aços, é de aproximadamente 5 minutos. Cada aplicação de raios-X mede a tensão em um sentido, portanto, para a medição de um estado bi-dimensional de tensão, são necessárias duas aplicações em cada ponto de interesse. O peso da fonte de alta tensão com tubo de raios-X é de 2,5kg.

O colimador com cassete para filme de raios-X (2 e 3). Duas janelas no cassete permitem captar partes das linhas difratadas no intervalo angular de  $2\theta$  de  $148^{\circ}$  a  $164^{\circ}$ . Como resultado da geometria especial do colimador, os dois feixes de raios-X primários iluminam o mesmo elemento da superfície da amostra ao longo da linha B1BB2 (figura 3.6). Os raios difratados formam os cones de difração, cujos eixos são os feixes primários. A superfície interna do filme tangência os dois círculos de focalização P1 e P2 nos locais D1 e D2 e estes são os locais onde ocorre a focalização completa dos feixes difratados. No trajeto dos feixes difratados, coloca-se o filme em um cassete fixado no conjunto de colimação, e este cassete possui duas janelas as quais permitem que apenas uma parte dos cones de difração impressionem o filme. A inclinação necessária da superfície do objeto é obtida por dois calibradores reguláveis, localizados no colimador, e estes também regulam a distância filme-amostra e a direção de medição das tensões. Desta maneira, a informação registrada em uma das janelas (figura 3.7) corresponde ao ângulo de  $90^{\circ}$  ou ao ângulo  $\psi_1=0^{\circ}$  e entre o feixe incidente e anormal à superfície da amostra. O plano do segundo círculo de focalização forma o ângulo  $\psi_2=50^{\circ}$  com a normal à superfície da amostra. Portanto, na segunda janela registra-se a informação respectiva ao feixe difratado dos planos da rede cristalina que fazem o ângulo  $\psi_2=50^{\circ}$  com a superfície da amostra. Pelo exposto, medem-se as tensões orientadas ao longo da linha de interseção do plano formado pelos raios primários com a superfície da amostra (figura 3.6). Na parte inferior de cada janela (figura 3.7) são colocados, perpendicularmente aos eixos longitudinais (2), os pontos de referência de arame fino (3), que formam

sombra na fotografia de raios-X e servem para determinar a posição das intensidades máximas difratadas. Em cada filme de raios-X obtém-se duas linhas difratadas (4) correspondentes aos ângulos  $\psi_1=0^\circ$  e  $\psi_2=50^\circ$ . Para determinação das macrotensões é necessário medir as distâncias  $L_{50}$  e  $L_0$ , ao longo do eixo das janelas, entre as intensidades máximas das linhas difratadas e os pontos de referência.

Unidade de controle com fonte de alta tensão (4), que permite monitoramento e o ajuste do nível de potência de alimentação do tubo de raios-X. O tamanho e o peso da unidade de controle são de 1,5 kg e de  $(20 \times 12 \times 8) \text{ cm}^3$  respectivamente.

O suporte magnético (5), permite instalar o equipamento em uma chapa ferromagnética ou diretamente na peça analisada. Além disso, o suporte ajusta o equipamento na posição de exposição.

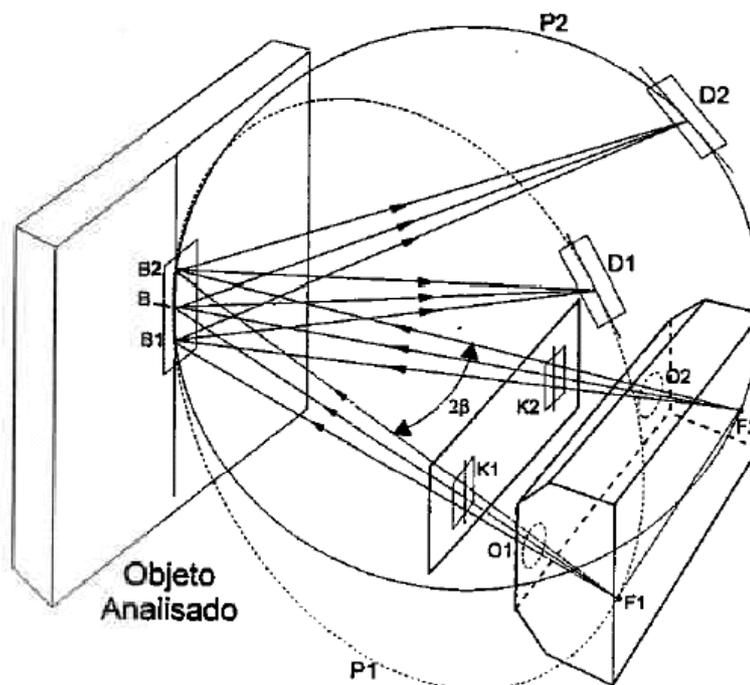


Figura 3.6 – Esquema óptico do equipamento RAYSTRESS.

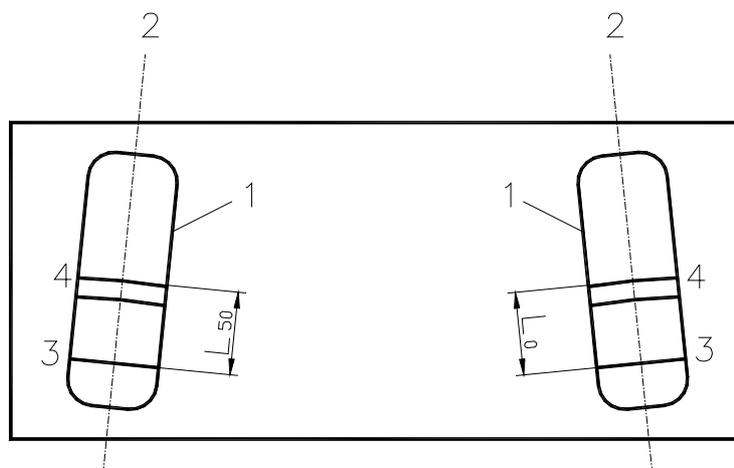


Figura 3.7 – Cassete com filme de raios-X.

Para manter a precisão das medições num nível alto, a leitura dos filmes de raios-X é feita por computador que controla um microdensitômetro (figura 3.8) e processamento dos dados é completamente computadorizado. A posição das linhas é determinada através da aproximação dos perfis por Função de Cauchy.



Figura 3.8 – Microdensitômetro.

A preparação das superfícies onde foram feitas as medições foi feita através de polimento eletrolítico, pois o polimento mecânico pode desenvolver tensões residuais de compressão na camada superficial analisada.

### 3.5.2 Metodologia de medição das tensões

Conforme Monin et al (2000) e Assis et al (2002). Os princípios de técnica de dupla exposição, usada para medição de tensões utilizando o equipamento portátil descrito acima, baseiam-se em determinação de duas componentes de deformação:  $\varepsilon_{\varphi, \psi_1}$  e  $\varepsilon_{\varphi, \psi_2}$ . Se a deformação é determinada através da fórmula:

$$\varepsilon_{\varphi, \psi} = \frac{1 + \nu}{E} \sigma_{\varphi} \cdot \sin^2 \psi - \frac{\nu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2), \quad (3.1)$$

onde:

E – Módulo de elasticidade;

$\nu$  - Coeficiente de Poisson;

$\sigma_{\varphi}$  - Componente da tensão na superfície na direção arbitrada  $\varphi$ ;

$\psi$  – Ângulo entre a superfície normal e a normal aos planos cristalográficos;

$\varepsilon_{\varphi, \psi}$  – Deformação na direção definida pelos ângulos  $\varphi$  e  $\psi$ ;

$\sigma_1$  e  $\sigma_2$  – Tensões principais no plano da amostra;

então a diferença entre duas componentes da deformação é:

$$\varepsilon_{\varphi, \psi_2} - \varepsilon_{\varphi, \psi_1} = \frac{1 + \nu}{E} \sigma_{\varphi} (\sin^2 \psi_2 - \sin^2 \psi_1), \quad (3.2)$$

onde E e  $\nu$  são constantes elásticas do material,  $\psi$  e  $\varphi$  são os ângulos polar e azimutal,  $\sigma_{\varphi}$  - componente medida da tensão,  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$  são tensões principais. A componente  $\sigma_{\varphi}$  da equação (3.2) é igual:

$$\sigma_{\varphi} = \frac{E}{1 + \nu} \frac{\varepsilon_{\varphi, \psi_2} - \varepsilon_{\varphi, \psi_1}}{\sin^2 \psi_2 - \sin^2 \psi_1}, \quad (3.3)$$

Usando a lei de Bragg:

$$\varepsilon_{\varphi,\psi} = \frac{d_{\varphi,\psi} - d_0}{d_0} = -\text{ctg}\theta_0(\theta_{\varphi,\psi} - \theta_0), \quad (3.4)$$

onde  $d_{\psi,\varphi}$ ,  $d_0$  e  $\theta_{\psi,\varphi}$ ,  $\theta_0$  são distâncias interplanares e os ângulos de difração para materiais com e sem tensão respectivamente

Das fórmulas (3.3) e (3.4) a formula final para determinação da componente de tensão  $\sigma_\varphi$  pode ser obtida:

$$\sigma_\varphi = -\frac{E}{1+\nu} \frac{\text{ctg}\theta_0(\theta_{\varphi,\psi_2} - \theta_{\varphi,\psi_1})}{\sin^2\psi_2 - \sin^2\psi_1}, \quad (3.5)$$

Desta maneira, para determinar qualquer componente da tensão é necessário medir os ângulos de difração correspondentes às reflexões dos planos cristalinos com normais caracterizadas por ângulos  $\psi_1$  e  $\psi_2$ . Os ângulos usados no equipamento são  $\psi_1=0^\circ$  e  $\psi_2=50^\circ$  e para se medir as tensões é usada geometria de “ $\psi$  - goniômetro”. A figura 3.9 apresenta a projeção estereográfica desta geometria e mostra as posições angulares dos dois feixes difratados e as posições das duas normais:  $\vec{n}_{\psi_1}$  e  $\vec{n}_{\psi_2}$  dos planos difratantes. A projeção também mostra as posições dos dois círculos difratados e as suas posições no filme. As janelas do colimador também são apresentadas na projeção estereográfica.

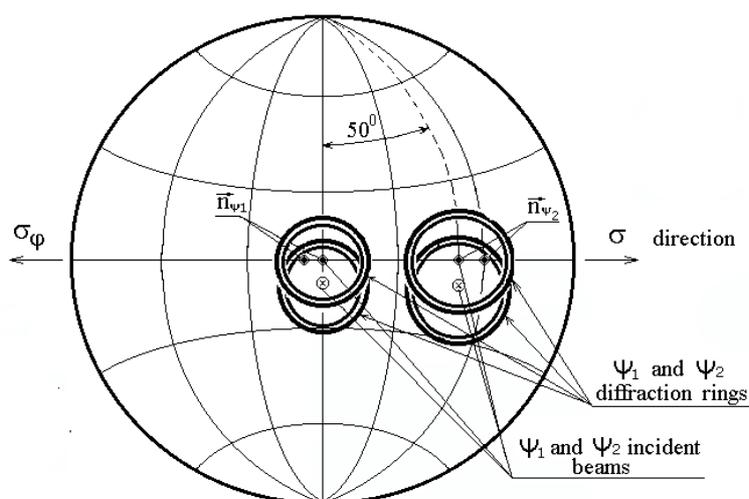


Figura 3.9 – Projeção estereográfica do “ $\psi$  - goniômetro” usado no equipamento portátil de raios-X.

De acordo com a figura 3.10, a perpendicularidade do feixe incidente ao eixo X significa que o ângulo  $\psi_1$  é igual a  $0^0$  e o valor do  $\psi_2$ , neste caso, é igual ao ângulo de convergência dos dois feixes incidentes. Para o equipamento apresentado isto é:  $\psi_2=50^0$ .

A figura 3.8 também mostra os princípios da medição dos ângulos de difração. A diferença entre os ângulos,  $\Delta\theta = \theta_{\psi_2} - \theta_{\psi_1}$ , na fórmula (3.5) pode ser descrita como:

$$\Delta\theta = K*(L_{50} - L_0), \quad (3.6)$$

onde,  $L_{50}$  e  $L_0$  são as distâncias das linhas de difração até as referências nas janelas do cassete (figuras 3.11 e 3.12), e K é o coeficiente de transferências da unidade linear para angular.

O valor do coeficiente K é a característica do colimador e é determinado através da exposição de calibração de um material não tencionado.

A substituição da fórmula (3.6) em (3.5) leva a seguinte fórmula de cálculo de tensão:

$$\sigma = A(L_{50} - L_0), \quad (3.7)$$

onde, A é a constante que inclui todos os valores conhecidos da fórmula (3.5), tais como o módulo de elasticidade (E), coeficiente de Poisson ( $\nu$ ) e o ângulo de difração ( $\theta$ ).

Para facilitar estas medições nos filmes obtidos, usa-se um microdensitômetro (figura 3.8) que transfere para o computador as informações de  $L_{50}$  e  $L_0$ .

Quando  $L_{50} > L_0$  a tensão é de tração, e quando  $L_{50} < L_0$  a tensão é de compressão.

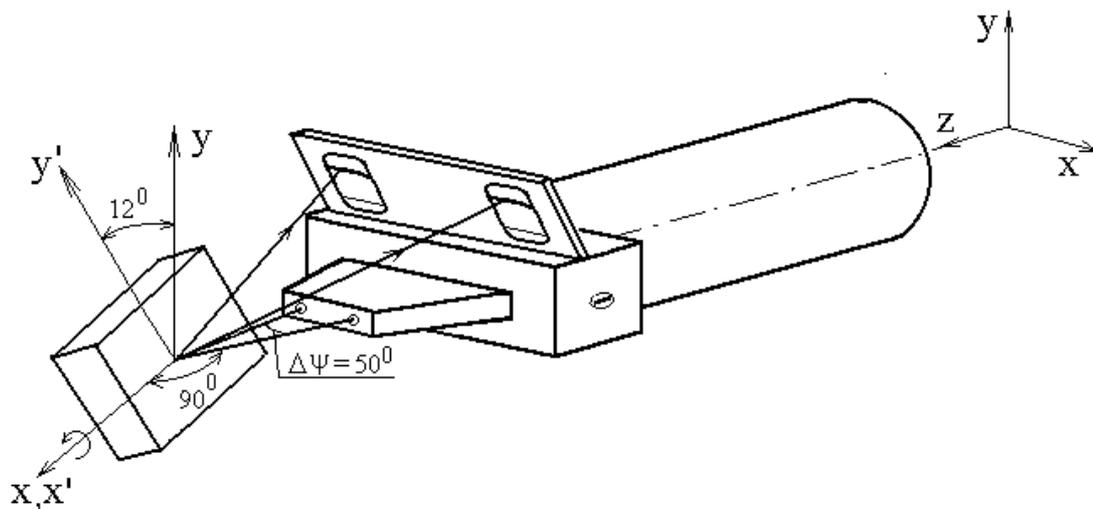


Figura 3.10 – Esquema de medição de tensões com o equipamento portátil.

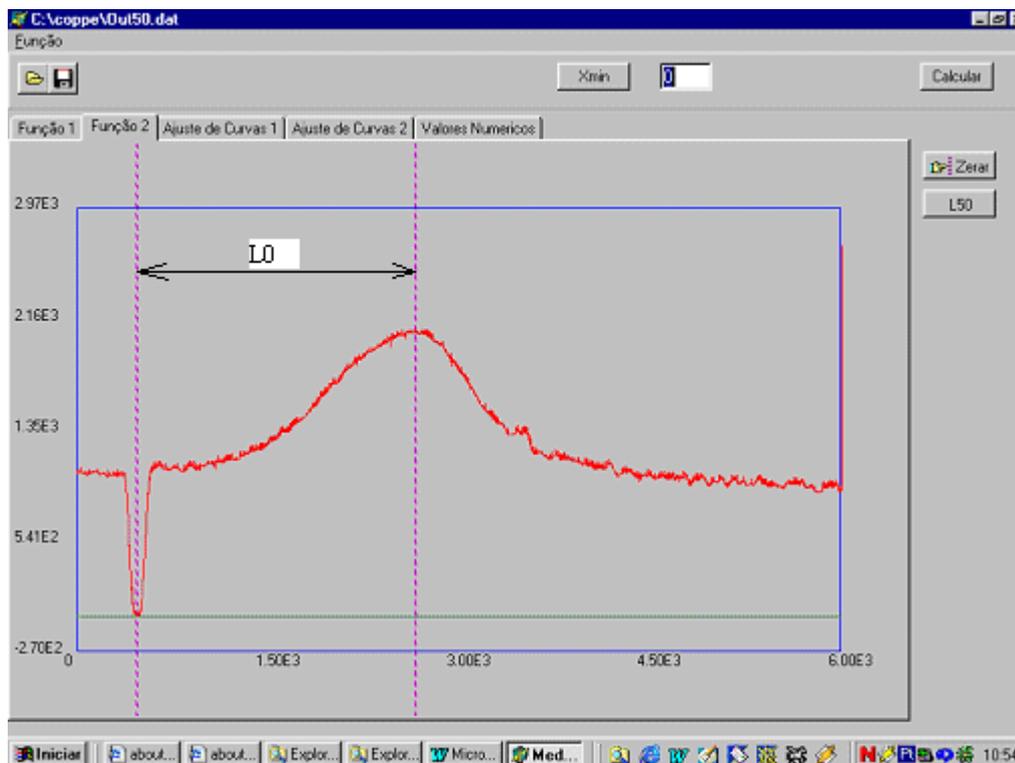


Figura 3.11 – Determinação do máximo ( $L_0$ ) da raia de  $0^\circ$  para cálculo do valor de tensão.

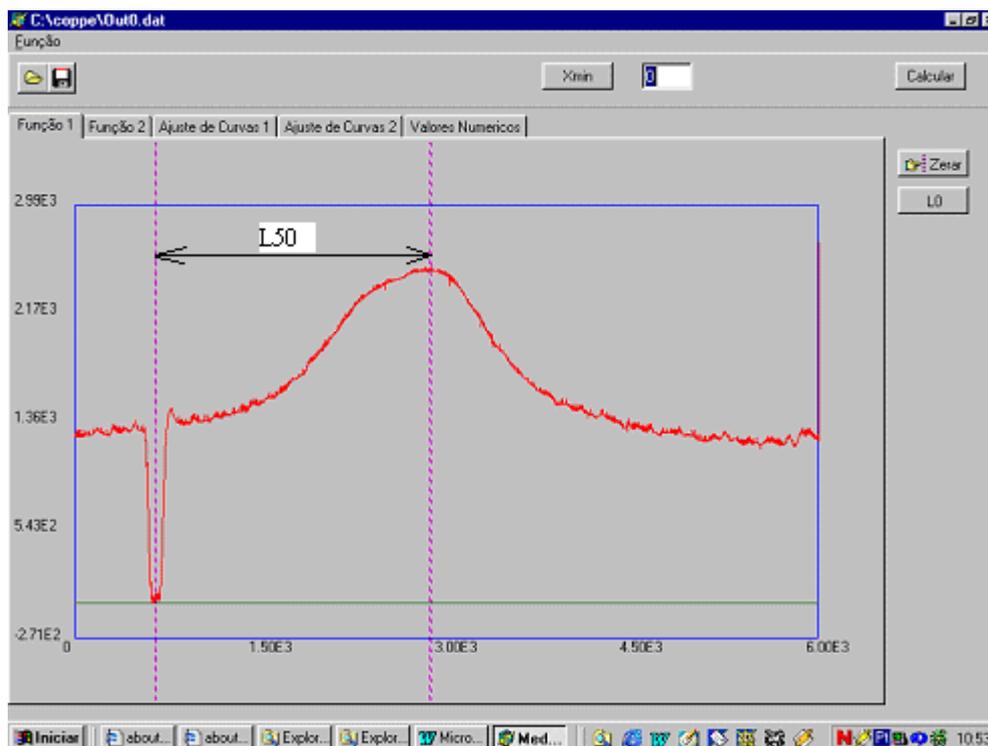


Figura 3.12 – Determinação do máximo ( $L_{50}$ ) da raia de  $50^{\circ}$  para cálculo do valor de tensão.

### 3.5.3 Definição dos pontos de medição

Foram medidas as tensões residuais nas juntas soldadas definidas a seguir, antes e após o tratamento de alívio de tensões.

Os pontos 1, 2 e o ponto 3 foram selecionados de forma a analisar as juntas soldadas de maior espessura, ou seja, entre as chapas de espessura de 75mm e 70mm. Os pontos 4 e 5 foram selecionados porque são os únicos pontos onde foi possível fazer as medições antes e após a concretagem da caixa espiral do modelo para TMAT, e nestes pontos a espessura das chapas é de 50mm.

Conforme abordado no item 2.3.2.2, estas chapas se enquadram na condição de chapa grossa, onde o regime de troca de calor na soldagem é tridimensional e a velocidade de resfriamento é maior. Através do conceito

citado no item 2.3.2.2, e das informações dos procedimentos de soldagens no item 3.3.1, tem-se as seguintes condições de regime de troca de calor para as juntas soldadas destes modelos:

- chapas com espessuras de 50 à 75mm, regime tridimensional;
- chapas com espessuras de 37,5 à 44,5mm, regime intermediário;
- chapas com espessuras menores que 37,5mm, regime bidimensional.

A definição do sentido das tensões é a seguinte:

- tensões transversais  $\sigma_t$  são as tensões perpendiculares aos eixos das virolas;
- tensões longitudinais  $\sigma_l$  são as tensões paralelas aos eixos das virolas.

Em todos os pontos as tensões foram medidas no metal de base (MB), na zona termicamente afetada (ZTA) e na região do metal de adição (MA). Para a definição da região da ZTA foi feita uma macrografia em uma junta solda e foi constatado que a região da ZTA é de 2mm entre o MA e o MB, ver figura 3.13. Na figura 3.14 estão indicadas estas regiões.



Figura 3.13 – Macrografia na junta soldada para definição da região da ZTA, ataque com Nital 2%.

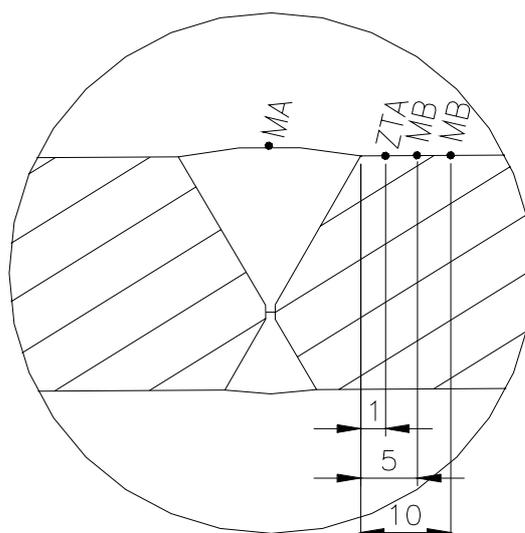


Figura 3.14 – Regiões de medições nas juntas soldadas.

Para a medição das tensões residuais, foram medidos os seguintes pontos (estes pontos estão indicados na figura 3.15 a seguir).

Tabela 3.6 – Pontos de medição para o modelo TMAI.

Fases das medições	1		2		3		4		5		Total de medições
	$\sigma_t$	$\sigma_l$									
1	3	3	0	0	0	0	0	0	3	3	12
2	3	3	0	0	0	0	0	0	3	3	12
3	3	3	0	0	0	0	0	0	3	3	12
4	4	4	0	0	0	0	0	0	4	4	16
5	3	3	3	3	9	0	3	3	3	3	33
<b>Total por fase</b>	32		6		9		6		32		<b>85</b>

Descrição das fases de medições:

- fase 1: após tãda a soldagem da caixa espiral e antes do ensaio de pressãõ, com a caixa espiral vazia;
  - fase 2: antes do ensaio de pressãõ e com a caixa espiral cheia d' água;
  - fase 3: durante o ensaio de pressãõ;
  - fase 4: após d ensaio de pressãõ e com a caixa espiral cheia d' água;
  - fase 5: após o ensaio de pressãõ e concretagem, e com a caixa espiral vazia.
- **Observações:**
    1. Durante o TMAT, o tempo de pressurização em cada patamar de pressãõ é de aproximadamente 5 minutos, portanto, somente pode ser feita a medição de tensão residual em um único sentido de tensão, e o escolhido foi a tensão transversal ( $\sigma_t$ ) no metal de adiçãõ (MA,) que nos cálculos das tensões desta caixa espiral da UHE Barra Grande mostrou-se de maior valor que a tensão longitudinal ( $\sigma_l$ ).
    2. Foram medidas as tensões da caixa espiral nas seguintes condições: vazia, cheia d' água e sem pressãõ (antes do TMAT), em todos os patamares de pressãõ (durante o teste de pressãõ TMAT); após o teste de pressãõ com a caixa cheia d' água e despressurizada e após a concretagem com a caixa espiral vazia.
    3. No ponto 4, foram feitas medidas de tensões em dois pontos do metal de base nas fases 1 e 5, um ponto a 5 mm da junta soldada e outro a 10 mm. O objetivo foi avaliar o comportamento das tensões ao longo do MB. Nos demais

pontos as leituras no MB foram feitas a 5 mm da junta soldada.

4. Nas fases antes do TMAT caixa vazia e após TMAT caixa vazia, foram feitas medições nos pontos indicados pelo lado de dentro e lado de fora da caixa espiral.
5. Após a fase 4, fim do TMAT e caixa espiral despressurizada e com água, a mesma foi novamente pressurizada até 0,8 Mpa e após foi feita a etapa de concretagem. Cumprida esta fase de concretagem e cura do concreto, que teve uma duração de aproximadamente 70 dias, esta caixa foi despressurizada e esvaziada para que fossem feitas as medições da etapa 5.
6. Ver no capítulo 4 as figuras com fotos dos pontos medidos.

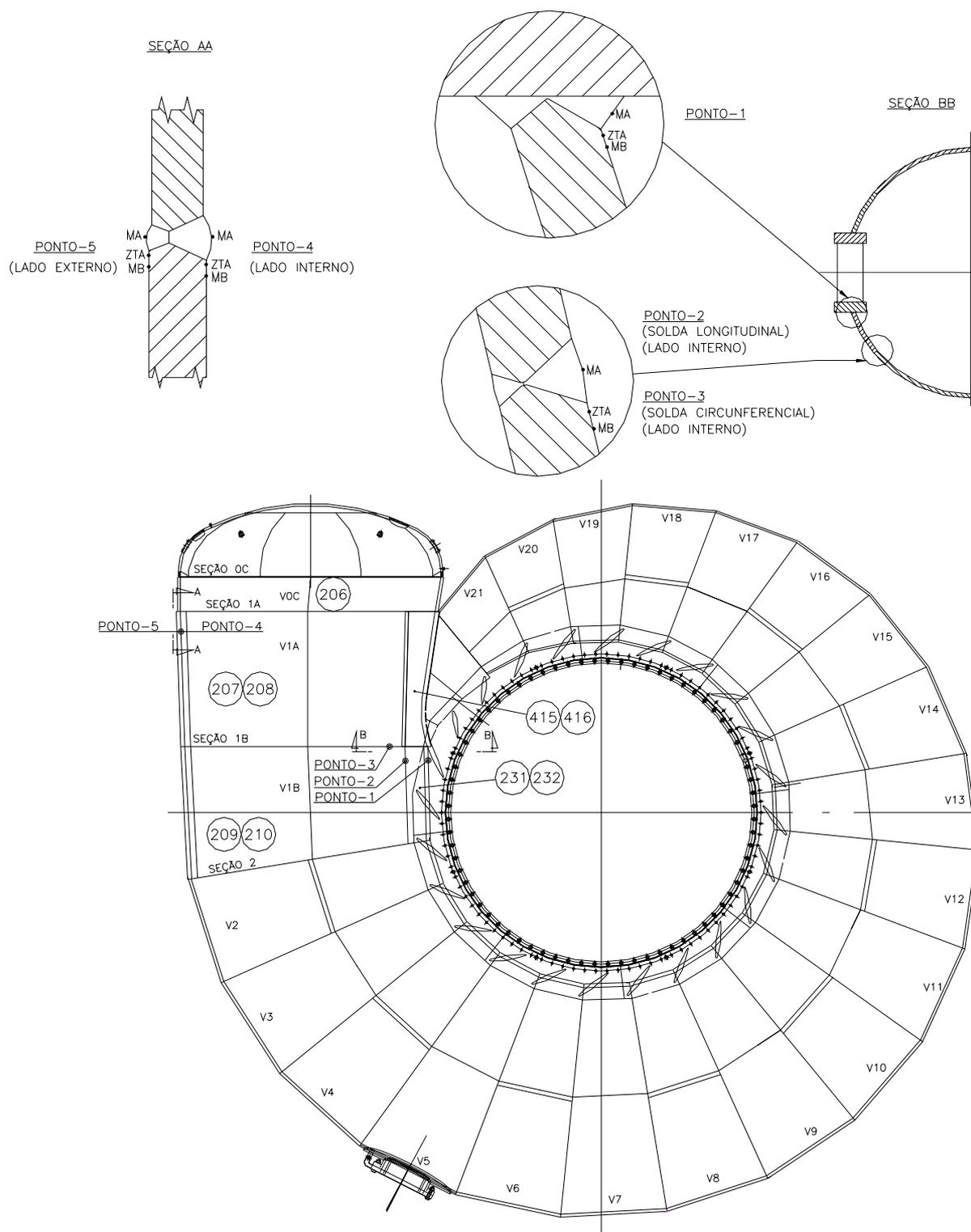


Figura 3.15 – Pontos de medição de tensão residual para o modelo TMat.

### 3.5.4 Valores das tensões esperadas na caixa espiral

As tensões foram calculadas conforme os critérios de projeto da Alstom Brasil Ltda. Segue abaixo a tabela 3.7 com o resumo dos valores das tensões calculadas nos pontos escolhidos para as medições de tensões.

Tabela 3.7 – Valores de tensões calculadas para os pontos escolhidos para as medições de tensões.

	Máxima tensão de trabalho (MPa)	Máxima tensão no teste de pressão (MPa)
Ponto 1	202	268
Ponto 2	202	268
Ponto 3	202	268
Ponto 4	138	181
Ponto 5	138	181

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 4.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Conforme indicado no último parágrafo do Capítulo 1, o objetivo deste estudo foi verificar a eficiência do alívio de tensões em juntas soldadas de caixa espiral através do ensaio de pressão (TMAT). Portanto, neste capítulo estão apresentados os resultados obtidos nos ensaios indicados no capítulo, em forma de tabelas e gráficos, 3 e as discussões baseadas nestes resultados e nas referências analisadas no capítulo 2. Este capítulo está dividido em partes onde no final de cada parte conclusões parciais serão apresentadas.

Seguem as figuras que mostram as fotos dos equipamentos e dos pontos onde foram feitas as medições das tensões residuais.

A figura 4.1 apresenta uma vista da caixa espiral da UHE Barra Grande antes da concretagem, modelo para TMAT.



Figura 4.1 – Foto da vista parcial superior da caixa espiral da UHE Barra Grande.

A figura 4.2 apresenta o equipamento “RAYSTRESS” durante as medições.

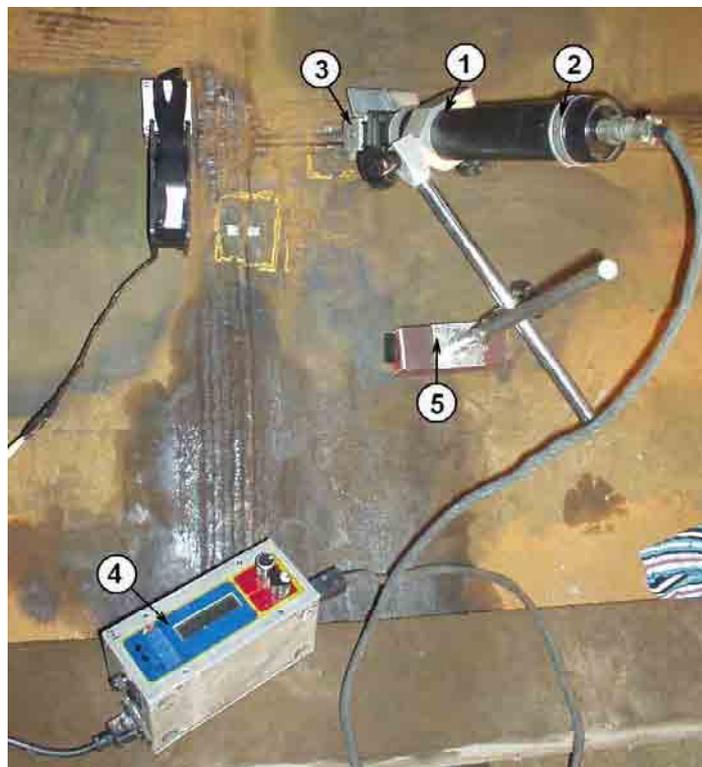


Figura 4.2 – Foto do equipamento de raios-X portátil: 1- tubo de raios-X; 2 - fonte de alta tensão; 3- colimador; 4- unidade de controle; 5-suporte magnético.

As figuras 4.3 e 4.4 apresentam as fotos dos pontos que foram medidos e que estão detalhados no item 3.6.3.1.



Figura 4.3 – Fotos dos pontos medidos 1, 2 e 3.



Figura 4.4 – Fotos das regiões medidas no ponto 4.

As identificações das leituras foram feitas da seguinte maneira:

**ABCD**, onde:

- **A**: fase que foi feita à medida, que está indicada na tabela 3.6;
- **B**: ponto em que foi feita a medida, que está indicada na tabela 3.6;
- **C**: sentido da tensão, que esta definida acima;
- **D**: região da junta soldada, que esta definida acima.

Exemplo de identificação: 11LMA, onde:

- primeiro dígito: fase de medição antes do TMAP e com a caixa espiral vazia;
- segundo dígito: ponto da medição, solda entre bavete e anel do pré-distribuidor;
- **L**: tensão no sentido longitudinal ( $\sigma_l$ );
- **MA**: região do metal de adição.

## 4.2 TENSÕES MEDIDAS NOS PONTOS 1, 2 e 3

Conforme indicado na tabela 3.6 do item 3.5.3 – Definição dos pontos de medição, foram feitas as leituras das tensões nos pontos 1, 2 e 3 antes e após o TMAT com a caixa espiral vazia, ou seja, após a soldagem completa, TMAT e concretagem, porque somente após a concretagem é que a caixa espiral pode ser esvaziada.

Como pode ser visto no gráfico do ensaio de pressão, figura 3.3, após o ensaio, a caixa espiral foi concretada com uma pressão interna de aproximadamente 0,8 MPa, fazendo com que fosse inflada. Após a concretagem, a caixa espiral foi esvaziada e conseqüentemente desinflada, resultando na existência de um espaço vazio entre a superfície externa da caixa espiral e a camada concretada. Portanto, isto faz supor que os valores de tensões residuais finais medidos não sofreram a influência do peso da camada de concreto.

As tabelas 4.1 a 4.3 apresentam os resultados obtidos na medição das tensões nos pontos 1, 2 e 3 respectivamente. O sinal (-) significa tensão residual de compressão, e o sinal (+) significa tensão residual de tração.

Tabela 4.1 - Medição das tensões residuais no ponto 1 – antes e após o TMAT com a caixa espiral vazia.

Medidas	Antes TMAT		Após TMAT		Variações nas tensões residuais [MPa]
	Ponto de medição	Tensão Residual [MPa]	Ponto de medição	Tensão Residual [MPa]	
1	11 L MA	+30	51 L MA	0	30
2	11 L ZTA	-20	51 L ZTA	+60	80
3	11 L MB	+180	51 L MB	+130	50
4	11 T MA	-20	51 T MA	0	20
5	11 T ZTA	-30	51 T ZTA	+100	130
6	11 T MB	-50	51 T MB	+140	190

Tabela 4.2 - Medição das tensões residuais no ponto 2 – antes e após o TMAT com a caixa espiral vazia.

Medidas	Antes TMAT		Após TMAT		Variações nas tensões residuais [MPa]
	Ponto de medição	Tensão Residual [MPa]	Ponto de medição	Tensão Residual [MPa]	
1	12 L MA	+190	52 L MA	+170	20
2	12 L ZTA	-100	52 L ZTA	-80	20
3	12 L MB	-190	52 L MB	-20	170
4	12 T MA	-100	52 T MA	+90	190
5	12 T ZTA	-150	52 T ZTA	-100	50
6	12 T MB	-180	52 T MB	-60	120

Tabela 4.3 - Medição das tensões residuais no ponto 3 – antes e após o TMAT com a caixa espiral vazia.

Medidas	Antes TMAT		Após TMAT		Variações nas tensões residuais [MPa]
	Ponto de medição	Tensão Residual [MPa]	Ponto de medição	Tensão Residual [MPa]	
1	13 L MA	-300	53 L MA	-320	20
2	13 L ZTA	-120	53 L ZTA	-150	30
3	13 L MB	-90	53 L MB	-130	40
4	13 T MA	-240	53 T MA	-240	0
5	13 T ZTA	-170	53 T ZTA	-180	10
6	13 T MB	-100	53 T MB	-130	30

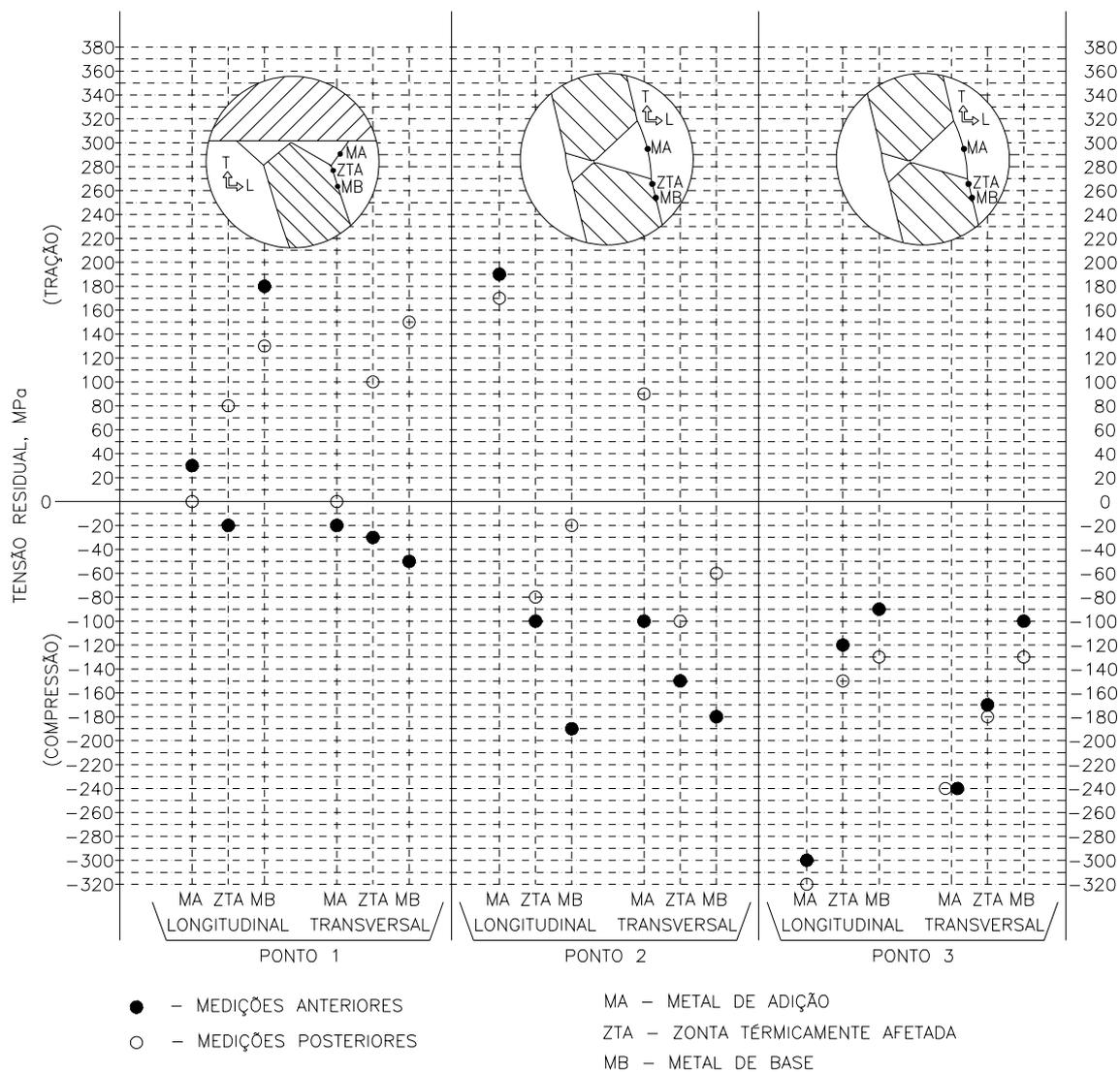


Figura 4.5 – Gráfico das tensões residuais nos pontos 1, 2 e 3.

#### 4.2.1 Análise dos resultados do ponto 1:

Antes do TMAT, a maioria das tensões residuais era de compressão, exceto a  $\sigma_{LMA}$  e a  $\sigma_{LMB}$ . Isto é favorável para o equipamento, pois em operação esta região trabalhará à tração.

O maior valor de tensão residual antes do TMAT foi a tensão longitudinal no metal de base ( $\sigma_{LMB}$ ) na ordem de 180 MPa. Isto representa aproximadamente 50% do limite de escoamento da chapa de base que é de 363 MPa na ref. 232, indicado na tabela 3.2. Este resultado mostra que a tensão residual ficou bem abaixo do valor de escoamento da chapa do MB.

Antes do TMAT, a maioria dos valores das tensões residuais eram compressivas, o que se justifica pela contração da região após a soldagem. Após o TMAT, a maioria dos valores de tensões residuais alteraram o estado para trativas, o que justifica esta região ter sofrido deformação plástica por compressão durante o TMAT.

Os níveis de tensão residual após o TMAT na região do MB, sofreram alterações significativas. No sentido longitudinal a tensão abaixou de, aproximadamente, 50 MPa de tração, enquanto no sentido transversal, o estado das tensões se inverteu, por exemplo, onde a tensão era compressiva de 50 MPa passou para trativa de 140 MPa. O que parece é que nas regiões onde o estado de tensões era compressivo e passaram para o estado trativo, houve um encruamento do material. Por exemplo, a tensão residual  $\sigma_{TMB}$  de 140 MPa somada ao valor de tensão calculada em projeto de 268 MPa na condição do ensaio, ocorreria uma tensão de 408 MPa, o que é bem maior que o do limite de escoamento de 363 MPa da chapa de base ref. 232, indicado na tabela 3.2.

Neste ponto 1, a solda no sentido transversal tem um comprimento para alongamento muito pequeno comparando com as outras soldas. Isto mostra

que ela sofrerá mais a deformação plástica e mostrando até que esta região não só sofreu provavelmente um alívio, mas também sofreu um estado de tensão alto que introduziu novamente tensões residuais de tração.

#### **4.2.2 Análise dos resultados do ponto 2:**

Antes do TMA, a maioria das tensões residuais era de compressão, exceto a  $\sigma_{LMA}$ . Isto é favorável para o equipamento, pois em operação esta região trabalhará à tração.

O maior valor de tensão residual antes do TMA foi a tensão longitudinal no metal de adição ( $\sigma_{LMA}$ ) na ordem de  $-190$  MPa de compressão e no metal de base ( $\sigma_{LMB}$ ) na ordem de  $190$  MPa de tração. Este valor de tensão de  $\sigma_{LMB}$  representa aproximadamente 50% do limite de escoamento da chapa de base que é de  $363$  MPa na ref. 232, indicado na tabela 3.2. Isto mostra que a tensão residual ficou bem abaixo do valor de escoamento da chapa do MB.

Antes do TMA, a maioria dos valores das tensões residuais eram compressivas, o que se justifica pela contração da região após a soldagem. Após o TMA, a variação destas tensões foi relativamente grande, por exemplo, a tensão  $\sigma_{LMB}$  que era compressiva de  $190$  MPa, continuou compressiva mas somente com  $20$  MPa.

Os níveis de tensão residual após o TMA na região  $\sigma_{TMA}$  sofreu uma alteração significativa, o estado das tensões se inverteu, por exemplo, onde a tensão era compressiva de  $100$  MPa passou para trativa de  $90$  MPa. O que parece é que nas regiões onde o estado de tensões era compressivo e passaram para o estado trativo, houve um encruamento do material. Por exemplo, esta tensão residual  $\sigma_{TMA}$  de  $100$  MPa somada ao valor de tensão calculada em projeto de  $181$  MPa na condição do ensaio, ocorreria uma tensão de  $281$  MPa,

o que é menor que o do limite de escoamento de 363 MPa da chapa de base ref. 232, indicado na tabela 3.2.

#### **4.2.3 Análise dos resultados do ponto 3:**

O maior valor de tensão residual antes do TMAT foi a tensão longitudinal no metal de base ( $\sigma_{LMA}$ ) na ordem de 300 MPa de compressão, isto representa aproximadamente 83% do limite de escoamento da chapa de base que é de 348 MPa na ref. 209, indicado na tabela 3.2. Isto mostra que a tensão residual ficou próxima do valor de escoamento da chapa do MB.

Antes do TMAT, todas as tensões residuais eram compressivas, o que se justifica pela contração da região após a soldagem, pois esta solda foi executada antes da solda longitudinal da virola com o pré-distribuidor, permitindo assim uma maior liberdade de contração. Após o TMAT, a variação destas tensões foi muito pequena, por ser uma solda circunferencial, o comprimento de deformação é relativamente grande para que se atinja os limites para deformação plástica e conseqüentemente, o alívio das tensões.

#### **4.2.4 Análise conjunta dos pontos 1, 2 e 3:**

Pode-se observar que as tensões residuais entre estes pontos mostraram-se de forma gradativa no sentido de tensões trativas para tensões compressivas, ou seja, no ponto 1, algumas regiões estão sem tensões residuais e outras estão no estado trativo; no ponto 2, a maioria das tensões residuais estão no estado compressivo e somente duas regiões estão no estado trativo; e no ponto 3, todas as regiões estão com o estado de tensão trativa. Isto mostra que a solda de ângulo, executada no ponto 1, é mais complexa no sentido de alívio de tensões; o ponto 2 está em uma solda de topo no sentido longitudinal da virola da caixa espiral, mostrando que o alívio das tensões ocorreu e também mudança no estado de tensão da região do metal de adição no sentido transversal; já o ponto 3, que também é uma solda de topo mas no sentido

circunferencial da virola da caixa espiral, mostrou um pequeno alívio de tensões mas todas as tensões residuais ficaram no campo compressivo, o que é muito bom para o nível de tensão de trabalho da caixa espiral onde todas as soldas sofrem tensões trativas.

A figura 4.6 a seguir mostra uma seção da caixa espiral com a indicação destes pontos 1, 2 e 3.

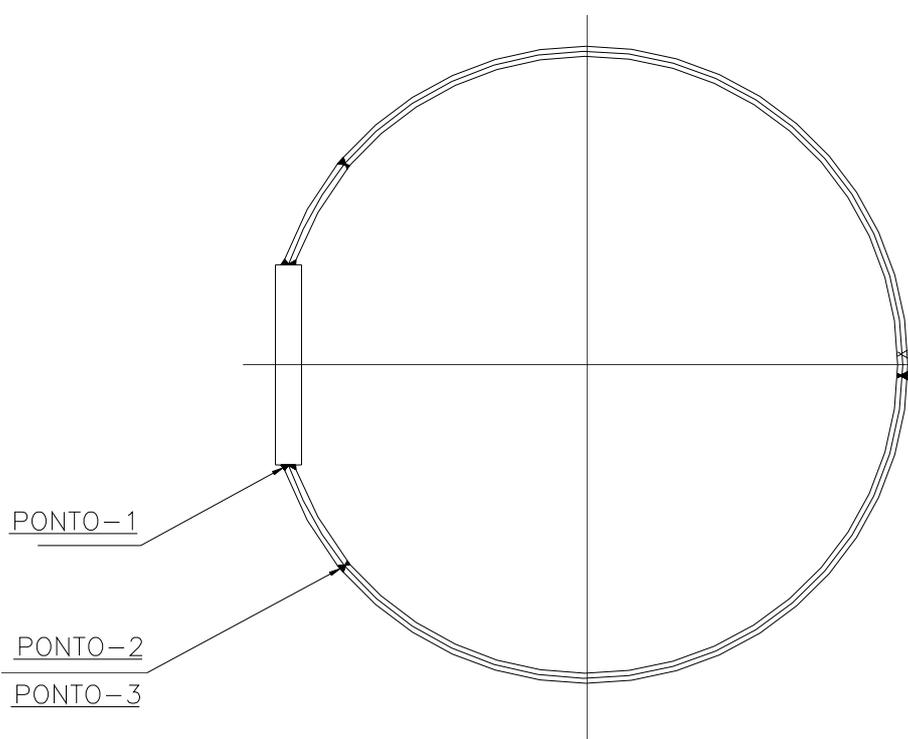


Figura 4.6 – Seção da caixa espiral indicando os pontos 1, 2 e 3.

### 4.3 TENSÕES MEDIDAS NOS PONTOS 4, 5 e 5'

Conforme indicado na tabela 3.6 do item 3.5.3 – Definição dos pontos de medição, foram feitas as leituras das tensões nos pontos 4 e 5 antes e após o TMAT com a caixa espiral vazia, ou seja, após a soldagem completa, TMAT e concretagem. Somente após a concretagem é que a caixa espiral pode ser esvaziada e verificado o ponto 4, que é interno a caixa espiral. Foram feitas leituras das tensões no ponto 5 com a caixa espiral cheia de água, antes e após o TMAT, com o objetivo de verificar o alívio das tensões somente devido a este TMAT, sem a influência da fase de concretagem. Em função dos valores das tensões no ponto 5 após todo o processo de TMAT e concretagem, decidiu-se criar o ponto 5', e que os esclarecimentos da criação deste ponto estão indicadas no último parágrafo do item 4.3.1.

Como pode ser visto no gráfico do ensaio de pressão, figura 3.3, após o ensaio a caixa espiral foi concretada com uma pressão interna de aproximadamente 0,8 MPa, fazendo com que fosse inflada. Após a concretagem, a caixa espiral foi esvaziada e conseqüentemente desinflada, resultando na existência de um espaço vazio entre a superfície externa da caixa espiral e a camada concretada. Portanto, isto faz supor que os valores de tensões residuais finais medidos não sofreram a influência do peso da camada de concreto.

As tabelas 4.4 a 4.7 apresentam os resultados obtidos na medição das tensões nos pontos 4, 5 e 5', respectivamente. O sinal (-) significa tensão residual de compressão, e o sinal (+) significa tensão residual de tração.

Tabela 4.4 - Medição das tensões residuais no ponto 4 – antes e após o TMAT com a caixa espiral vazia.

Medidas	Antes TMAT		Após TMAT		Variações nas tensões residuais [MPa]
	Ponto de medição	Tensão Residual [MPa]	Ponto de medição	Tensão Residual [MPa]	
1	14 L MA	+360	54 L MA	+130	230
2	14 L ZTA	-100	54 L ZTA	+180	280
3	14 L MB 1	-80	54 L MB 1	+160	240
4	14 L MB 2	+60	54 L MB 2	0	60
5	14 T MA	+80	54 T MA	+20	60
6	14 T ZTA	-200	54 T ZTA	-40	160
7	14 T MB 1	-80	54 T MB 1	0	80
8	14 L MB 2	-20	54 L MB 2	+100	120

Tabela 4.5 - Medição das tensões residuais no ponto 5 – antes e após o TMAT com a caixa espiral vazia.

Medidas	Antes TMAT		Após TMAT		Variações nas tensões residuais [MPa]
	Ponto de medição	Tensão Residual [MPa]	Ponto de medição	Tensão Residual [MPa]	
1	15 L MA	-160	55 L MA	+310	470
2	15 L ZTA	-200	55 L ZTA	+170	370
3	15 L MB	-80	55 L MB	+30	110
4	15 T MA	-70	55 T MA	+270	340
5	15 T ZTA	-250	55 T ZTA	+180	430
6	15 T MB	+80	55 T MB	+20	60

Tabela 4.6 - Medição das tensões residuais no ponto 5 — antes e após o TMAT com a caixa espiral cheia de água.

Medidas	Antes TMAT		Após TMAT		Variações nas tensões residuais [MPa]
	Ponto de medição	Tensão Residual [MPa]	Ponto de medição	Tensão Residual [MPa]	
1	25 L MA	-160	45 L MA	-100	60
2	25 L ZTA	-200	45 L ZTA	-180	20
3	25 L MB	-80	45 L MB	-80	0
4	25 T MA	-60	45 T MA	-40	20
5	25 T ZTA	-250	45 T ZTA	-250	0
6	25 T MB	+10	45 T MB	-60	70

Tabela 4.7 - Medição das tensões residuais no ponto 5' – após o corte do tampo de teste da caixa espiral.

Medidas	Ponto 5 após TMAT		Ponto 6 após corte tampo		Variações nas tensões residuais [MPa]
	Ponto de medição	Tensão Residual [MPa]	Ponto de medição	Tensão Residual [MPa]	
1	55 L MA	+310	86 L MA	-30	340
2	55 L ZTA	+170	86 L ZTA	-90	260
3	55 L MB	+30	86 L MB 1	+30	0
4	55 T MA	+270	86 L MB 2	-140	410
5	55 T ZTA	+180	86 T MA	-200	380
6	55 T MB	+20	86 T ZTA	-40	60

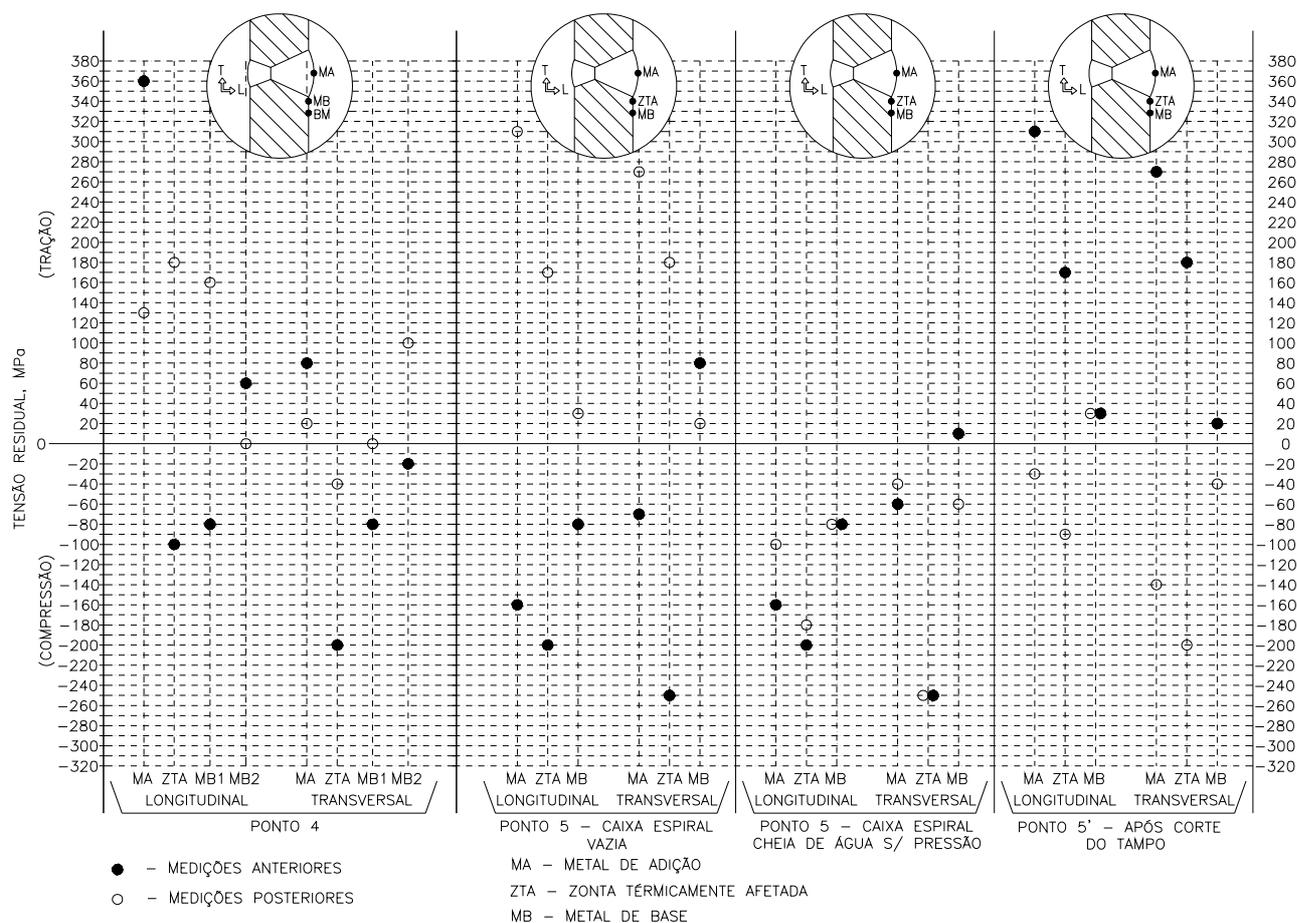


Figura 4.7 – Gráfico das tensões nos pontos 4, 5 e 5'.

#### **4.3.1 Análise dos resultados do ponto 4:**

Este ponto 4 foi considerado com o objetivo de verificar as variações de tensões entre a parte interna e a parte externa (ponto 5 que esta detalhado no item 4.6 a seguir) da solda longitudinal da virola, pois o ponto 4 e o ponto 5 estavam na mesma direção.

O que se pode observar foi que, em ambos os pontos (4 e 5 que esta indicado no próximo item), grande parte das tensões residuais após a soldagem e antes do TMAT foram de compressão, exceto a medição 14LMA ( $\sigma_{LMA}$ ) que chamou muita atenção por ser uma tensão residual trativa na ordem de 360MPa, o que esta pouco abaixo do limite de escoamento do MA que é da ordem de 400MPa.

Também neste ponto foi feita mais uma leitura de tensão residual no metal de base a aproximadamente 10mm da transição entre metal de base e metal de solda, nas leituras normais aos outros pontos, as tensões  $\sigma_{MB1}$  foram feitas a 5mm da transição entre metal de base e metal de solda. O objetivo desta leitura foi conhecer o comportamento desta tensão no MB.

Após o TMAT, a variação destas tensões residuais foi muito grande, e com tensões residuais trativas em grande parte das leituras. Esta condição está analisada no ponto 5, onde as condições foram semelhantes a este ponto 4.

#### **4.3.2 Análise dos resultados do ponto 5, medições com a caixa espiral vazia:**

Grande parte das tensões residuais após a soldagem e antes do TMAT foram de compressão, exceto a medição 15TMB ( $\sigma_{TMB}$ ) de 80MPa e 15TZTA ( $\sigma_{TZTA}$ ) de 180MPa, que são tensões residuais trativas baixas comparadas com o limite de escoamento do MB que é da ordem de 317MPa.

O maior valor de tensão residual antes do TMA foi a tensão transversal na ZTA ( $\sigma_{TZTA}$ ) na ordem de 250 MPa de compressão, que representa, aproximadamente, 74% do limite de escoamento da chapa de base que é de 317 MPa na ref. 207, indicado na tabela 3.2. Isto mostra que a tensão residual ficou próxima do valor de escoamento da chapa do MB.

Antes do TMA, as maiorias das tensões residuais eram compressivas, o que se justifica pela contração da região após a soldagem, pois esta solda foi executada durante a reconstituição da virola V1A, antes da montagem da mesma com o pré-distribuidor, permitindo assim uma maior liberdade de contração.

Após o TMA, a variação destas tensões residuais foi muito grande, e com tensões residuais trativas em grande parte das leituras. Como esta parte da virola ficou fora da região concretada, pode ter ocorrido uma espécie de “estrangulamento” desta região durante o lançamento do concreto e introduzindo tensões residuais trativas neste ponto e também no ponto 4, tratado no item 4.2 anteriormente. Esta conclusão baseia-se nos resultados apresentados após o ensaio TMA e antes da concretagem, tabela 4.6.

Em função de estas tensões residuais finais estarem muito elevadas, foi feita novas medições de tensões residuais, nesta mesma solda do ponto 5, na região que foi cortada para a retirada do tampo soldado nesta virola de entrada para a realização do ensaio de pressão. O resultado destas tensões esta indicado na tabela 4.7.

### **4.3.3 Análise dos resultados do ponto 5, medições com a caixa espiral cheia de água:**

Estas leituras foram feitas após o enchimento da caixa espiral com água antes de pressurizá-la para o teste de pressão, e após o teste de pressão e antes da concretagem. O objetivo foi o de comparar se o teste de pressão aliviou as tensões residuais e também se o peso da água influenciou nos níveis de

tensões da caixa espiral vazia. Os resultados indicados na tabela 4.5 mostram que não houve quase nenhuma alteração, exceto as tensões  $\sigma_{TMA}$  e  $\sigma_{TMB}$ .

Estes valores de tensões apresentados não são tensões residuais, pois o equipamento estava carregado devido ao peso da água.

Pode-se observar nos resultados finais que somente não houve um efetivo alívio de tensões nas seguintes leituras:  $\sigma_{LMB}$  e  $\sigma_{TZTA}$ ;

As tensões finais foram todas compressivas, mas indicando um alívio no sentido de tração, por exemplo, a tensão que era compressiva de 160Mpa passando para compressiva de 100MPa. Este fato é devido esta região ter trabalhado a compressão durante o TMAT.

#### **4.3.4 Análise dos resultados do ponto 5', após o corte da virola:**

Após concretada a caixa espiral, é cortada a virola de entrada desta na região próxima ao tampo de teste desta caixa espiral. Analisando os resultados apresentados, é possível constatar que após o corte da virola de entrada próximo a região do ponto 5, conforme citado no último parágrafo do item 4.3.1, houve uma variação muito grande nos níveis das tensões residuais comparando com as tensões do ponto 5. Isto reforça a suposição feita no penúltimo parágrafo do item 4.3.1 que, após a concretagem pode ter havido um “estrangulamento” desta região e introduzindo tensões residuais trativas neste ponto 5 e também no ponto 4.

#### **4.3.5 Análise conjunta dos pontos 4, 5 e 5':**

Os valores apresentados no ponto 5 na condição de caixa espiral cheia d'água mostra o efeito do ensaio de pressão na redução do nível de tensões. Este efeito foi de pouca intensidade porque grande parte das tensões estava no estado compressivo e que somadas as tensões aplicadas através da pressão hidrostática durante o ensaio não atingiram a região de limite de escoamento do metal da solda para que houvesse o relaxamento destas tensões.

Os valores apresentados no ponto 5', após o corte da virola, mostraram que tanto o ponto 4 como o ponto 5, ambos na condição de caixa espiral vazia, não sofreriam grandes alterações no estado de tensão em função do ensaio de pressão, mas a inversão dos estados das tensões, mostrado nos gráficos dos pontos 4 e 5, mostram a influência da fase de concretagem da caixa espiral nestes pontos que sofreram um "estrangulamento" devido a esta fase.

Comparando os valores apresentados nos pontos 5, na condição de caixa espiral cheia e após o ensaio de pressão, e no ponto 5', após o corte da virola, reforçam que em função do estado compressivo das tensões, as tensões aplicadas devido a pressão hidrostática do ensaio de pressão não conseguiram atingir aos limites de escoamento da solda e do metal de base para que houvesse um relaxamento destas tensões; não houve mudança significativa do estado de tensão residual comparando estas duas condições.

#### 4.4 TENSÕES MEDIDAS NO PONTO 5 DURANTE O ENSAIO DE PRESSÃO

Conforme indicado na tabela 3.6 do item 3.5.3 – Definição dos pontos de medição, foram feitas as leituras das tensões no ponto 5, durante o TMA, com o objetivo de verificar o estado de tensão em cada patamar de pressão do deste ensaio, e de também verificar se este ensaio de pressão mostra no final um alívio de tensão residual. Foi verificado somente a tensão transversal conforme indicado na observação 1 do item 3.5.3.

A tabela 4.8 apresenta os resultados obtidos na medição das tensões no ponto 5 durante o ensaio de pressão. O sinal (-) significa tensão residual de compressão, e o sinal (+) significa tensão residual de tração.

Tabela 4.8 - Medição das tensões residuais no ponto 5 fase 3 - durante o TMA no metal de adição na direção transversal.

N	Pressão	Tensão Residual [MPa]
0	25 T MA	-60
1	A	-60
2	B	-80
3	C	-60
4	D	-70
5	E	-60
6	F	-90
7	G	-70
8	H	-80
9	I	-20
10	45 T MA	-40

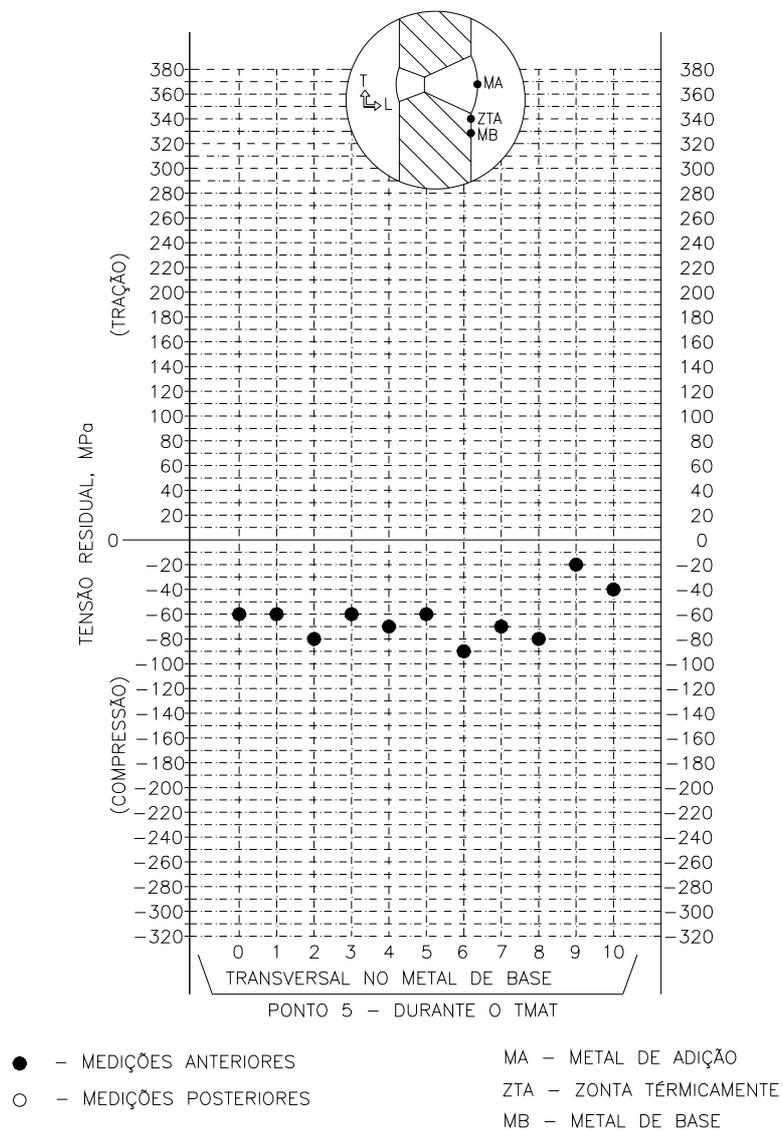


Figura 4.8 – Gráfico das tensões no ponto 5 durante o TMat.

#### 4.4.1 Análise dos resultados do ponto 5, medições durante o TMA:

Estes valores de tensões apresentados não são tensões residuais finais, pois o equipamento estava carregado devido ao peso da água e com pressão devido ao teste hidrostático.

A tensão no ponto 0 (zero) do gráfico da figura 3.3 é a leitura 25 T MA indicada na tabela 4.6, onde o valor da tensão foi de  $-60$  MPa de compressão. Os patamares A, C, E, G e I foram os patamares onde foram incrementados pressões com o objetivo de aliviar as tensões, e os patamares B, D, F e H foram os patamares onde foram aliviados as pressões com o objetivo de verificar se a cada patamar anterior houve o alívio de tensões.

O valor de tensão final nesta região é leitura 45 T MA indicada na tabela 4.7, onde o valor da tensão foi de  $-40$  MPa, ou seja, um alívio de 33% na tensão residual inicial que era de  $-60$  MPa, embora esta variação esteja dentro do limite de tolerância deste método que é de  $\pm 20$  MPa.

No estudo executado por Sedek; Brózda; Wang; Withers (2003), a carga aplicada para o alívio de tensões foi o equivalente ao limite de escoamento do material, e o alívio de tensões encontrado foi de 75%. Fazendo uma comparação com este trabalho, a máxima tensão de teste calculada para o ponto 5 foi de 181 MPa, ou seja, 46% do limite de escoamento do material, e conseqüentemente, o alívio de tensão foi de 33%.

Para o caso em estudo, como o nível de tensão inicial ao teste era de uma tensão compressiva de 40 MPa, o esforço aplicado devido a pressão hidrostática durante o teste de pressão não foi o suficiente para elevar o nível de tensões ao nível do limite de escoamento da solda e do metal de base para que houvesse um relaxamento destas tensões e completo alívio das mesmas.

## 5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA OS PRÓXIMOS TRABALHOS

### 5.1 CONCLUSÕES

Os resultados apresentados no capítulo 4 levam as seguintes conclusões:

Os resultados mostram que em alguns pontos o alívio das tensões residuais foi parcial, como no ponto 2 ( $\sigma_{LMA}$ ), ponto 3 ( $\sigma_{LMA}$  e  $\sigma_{TMA}$ ), ponto 4 ( $\sigma_{LMA}$ ) e ponto 5 ( $\sigma_{LZTA}$  e  $\sigma_{TZTA}$ ). Ao mesmo tempo no ponto 1 ( $\sigma_{TMB}$  e  $\sigma_{TZTA}$ ), ponto 2 ( $\sigma_{TMA}$ ), ponto 4 ( $\sigma_{LZTA}$  e  $\sigma_{LMB}$ ), ponto 5 ( $\sigma_{TMA}$ ,  $\sigma_{LZTA}$ ,  $\sigma_{TMA}$  e  $\sigma_{TZTA}$ ) e ponto 6 ( $\sigma_{TMA}$  e  $\sigma_{TZTA}$ ), houve reversão nos estados de tensões, passando de tensões residuais de compressão para tensões residuais de tração ou vice-versa. Nos caso dos pontos 4 e 5, este fato deve-se a fase de concretagem, como esclarecido no item 4.3.5, já o ponto 1, a reversão do estado de tensões foi devido a geometria da solda e a condição de tensão aplicada que neste caso, por ser uma solda de topo, sofre além da tensão de tração também tensão de flexão; e no ponto 2, a reversão foi somente em uma leitura. Isto mostra que o procedimento de alívio de tensões por pressão hidrostática, adotado neste trabalho, atende o objetivo de obter tensões residuais finais em níveis que não comprometam o funcionamento da caixa espiral. Com este nível de tensões residuais, em função dos resultados apresentados nestas medições realizadas, pode-se concluir que as tensões serão aliviadas se o nível das mesmas permitir que se somadas aos esforços devido a pressão hidrostática do teste de pressão possam atingir ao limite de escoamento da solda e do metal de base para que haja o relaxamento destas tensões, conforme indica a teoria do alívio de tensões mecânico.

Os resultados finais das tensões residuais mostraram também que em grande parte dos pontos medidos, as tensões residuais foram de compressão, e onde não foi de compressão, a tensão residual de tração foi de um nível onde não mostrou comprometer o equipamento, pois como indicado no capítulo 1 – Introdução, a pressão máxima de teste é de 30% maior que a pressão máxima

de trabalho do equipamento, ou seja, a tensão devido à pressão de teste somada a tensão residual de tração foram menor que o limite de escoamento do material, comprovando que o nível de tensão a que este equipamento estará sujeito em funcionamento não comprometerá o mesmo.

Esta distribuição de tensões não uniforme nas soldas pode-se explicar devido ao fato de que as soldas na caixa espiral são muito complexas, com vários sentidos, grande variação de espessura de chapas, geometria das soldas e da própria caixa espiral. Como citado no item 1 – Introdução, o próprio código ASME não classifica turbina hidráulica como vaso de pressão, e conseqüentemente a caixa espiral também.

A verificação dos níveis de alívio de tensões no processo de TMT durante o ensaio de pressão foi limitado, devido à própria limitação do tempo necessário para a medição, em relação aos tempos dos patamares de pressão, ou seja, cada patamar de pressão tem um tempo de 5 minutos, que é o tempo para a exposição do raios-X durante a leitura.

Pode-se verificar também a eficiência da metodologia de medição de tensões residuais por difração de raios-X, onde o aparelho portátil permitiu realizar a medição em obra, e também uma grande flexibilidade para a medição dos pontos e regiões propostas, por exemplo, a medição das tensões residuais nas zonas termicamente afetadas (ZTA) que é uma região muito pequena.

## 5.2 SUGESTÕES PARA OS PRÓXIMOS TRABALHOS

Em função de alguns valores de tensões residuais finais no modelo de TMT mostrarem que alguns pontos medidos não estarem totalmente aliviados, pode-se concluir que nestes pontos houve um aumento do limite de escoamento do material. Sugere-se que sejam executados ensaios mecânicos e metalúrgicos adicionais em corpos de prova retirados de parte da virola onde encontram estes pontos, e que foi recortada após o ensaio de pressão da caixa

espiral com o objetivo de comprovar esta condição do aumento de resistência mecânica.

Uma alternativa para alívio de tensões em soldas de caixa espiral seria um tratamento térmico localizado, através resistências elétricas que são montadas sobre os cordões de soldas a serem aliviados. Em uma caixa espiral que tem um volume de solda muito grande, não uniformemente distribuída em relação ao volume total de solda e com geometria muito complexa, este procedimento de alívio de tensões é também muito complexo, e não se tem o conhecimento também da eficiência deste processo neste tipo de equipamento. Portanto, como sugestão, executar um ensaio em um modelo aliviado termicamente com aquecimento localizado nas soldas.

A teoria de alívio de tensão residual mostra que esta tensão pode ser aliviada por deformação plástica, quando esta tensão atinge o limite de escoamento do material, ou através do mecanismo de fluência, que ocorre mesmo quando o nível de tensão é abaixo do limite de escoamento. Portanto, sugere-se que estes pontos onde foram medidas as tensões residuais neste modelo para TMAT sejam medidos novamente após um determinado tempo de funcionamento do equipamento.

Em função dos resultados apresentados neste trabalho, para avaliar a variação do nível de tensão residual durante o TMAT, executar a leitura no ponto um pelo lado de fora da caixa espiral, porque este foi o ponto que apresentou maior variação de tensão após o teste.

Avaliar estas soldas quanto à estrutura metalográfica e resistência mecânica através de ensaios com o objetivo de comparar a qualidade final destas juntas após os tratamentos de alívio de tensões residuais.

## 6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- AMERICAN SOCIETY MECHANICAL ENGINEERS. **ASME Boiler & Pressure Vessel Code**, Section VII and IX, 2001.

- AMERICAN WELDING SOCIETY. **Welding Handbook - Fundamentals of Welding**, vol. 1, 7<sup>a</sup> ed., 1994, 373 p.

- AMERICAN WELDING SOCIETY. **Welding Handbook - Materials and Applications**, part 2, 8<sup>a</sup> ed., 1998, 621 p.

- ASM HANDBOOK: **Volume 6 – Welding, Brazing and Soldering**, 1995.

- ASM HANDBOOK: **Volume 10 – Materials Characterization**, 1992.

- ASSIS, J. T.; MONIN, V.; TEODOSIO J. R.; GUROVA T. **X-ray analysis of residual stress distribution in weld region**. International Center for Diffraction - Advances in X-ray Analysis, v. 45, p. 225 - 231, 2002.

- EUROPEAN STANDARD. **DIN EN 10 025**: Hot rolled unalloyed structural steel products, 1994.

- MONIN, V.; TEODOSIO J. R.; GUROVA T. **A portable X-ray apparatus for both stress measurement and phase analysis under field conditions**. International Center for Diffraction - Advances in X-ray Analysis, v. 43, p. 66 - 71, 2000.

SOCIETY FOR EXPERIMENTAL MECHANICS, INC. **Handbook of measurement of residual stresses**: Fairmont Press, Inc. 1996, 238 p.

- NOVIKOV, I. **Teoria dos tratamentos térmicos dos metais**. Rio de Janeiro: Editora UFRJ, 1994. 568 p.
- REED-HILL, R.E. **Physical metallurgy principles**. Boston: PWS Pub. Co., 1994, 926p.
- SEDEK P.; BRÓZDA J.; WANG L.; WITHERS P. J. Residual stress relief in MAG welded joints of dissimilar steels. Elsevier – international Journal of Pressure vessels and Piping, 2003. Disponível em: <[http://www.sciencedirect.com/residual stress relief](http://www.sciencedirect.com/residual%20stress%20relief)>. Acesso em :30 jun. 2005.
- TEODOSIO J. R.; MONIN, V.; GUROVA T. **Novo método de tensometria por raios-X**. International Center for Diffraction - Advances in X-ray Analysis, v. 43, p. 66-71, 2000.
- YANG Y. S.; LEE S. H. **A study on the mechanical stress relieving in a butt-welded-pipe**. International Journal of Pressure vessels and Piping, Northern Ireland, v. 73, p. 175 – 182, 1997.
- ZEEMANN, A; EMYGDIO, P.R.O. **Roteiro para apresentação de processos de fabricação e metalurgia dos aços baixa liga**. Apostila do curso de materiais da TECMETAL, Taubaté, 2001.
- ZEEMANN, A; EMYGDIO, P.R.O. **Princípios de metalurgia física e metalurgia mecânica**. Apostila do curso de materiais da TECMETAL, Taubaté, 2001.
- ZEEMANN, A; EMYGDIO, P.R.O. **Básico de soldagem**. Apostila do curso de materiais da TECMETAL, Taubaté, 2001.

- ZEEMANN, A. **Tensões residuais de soldagem**. Infosolda, 2003. Disponível em: <<http://www.infosolda.com.br/artigos>>. Acesso em: 30 jun. 2005.

## 7 BIBLIOGRAFIAS CONSULTADAS

- ANTUNES, E. A B. **Estudos dos fenômenos para formação de tensões residuais nas junções soldadas em aços**. 1983. 215 f. Tese (Doutorado em Ciências em Engenharia Metalúrgica e de Materiais) – Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 1983.
- ALFONSO J. A.; LAVELLE B.; GREAVES E. D.; SAJO-BOHUS L. Desarrollo de un método para la determinación de esfuerzos residuales em películas utilizando difracción de rayos-X dispersivo en energía. Revista Latino Americana de Metalurgia y Materiales, Caracas: I.U.T., v. 22, n.2, p. 18 – 23, 2002.
- CALISTER, W. D. JR. **Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução**. Quinta edição. Rio de Janeiro: LTC – Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., 2000, 589 p.
- CANADIAN WELDING BUREAU. Fracture Applications – Modulen36. 1996. 51p.
- CHIAVERINI, V. **Aços e ferros fundidos**. 6. ed., Associação Brasileira de Metais, 1988. 551p.

- CULLITY, B. D. **Elements of X-ray diffraction**. Addison-Wesley Publishing Co Inc. 1956.
  
- GODEFROID, L.B., MORAIS, W.A., CÂNDIDO, L.C. **Análise de Falhas (Programa de Educação Continuada)**, Belo Horizonte, Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 2002.
  
- GUROVA, T. **Variação do estado de tensões residuais introduzidas por shot-peening, durante deformação plástica por tração uniaxial, em aços**. 1997. 108 f. Tese (Doutorado em Ciências em Engenharia Metalúrgica e de Materiais) – Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 1997.
  
- HENKE, L. S. **Desenvolvimento de procedimento de soldagem do aço inoxidável martensítico tipo CA-6NM sem tratamento térmico posterior**. 1998. 63 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1998.
  
- MONIN, V.; TEODOSIO J. R.; GUROVA T.; Assis J.T. **X-ray study of the inhomogeneity of surface residual stress after shot-peening treatment**. International Center for Diffraction - Advances in X-ray Analysis, v. 43, p. 48 - 53, 2000.
  
- MONIN, V.; ASSIS, J.T.; GUROVA T.; **Análise bidimensional das tensões residuais em chapas metálicas após soldagem**. In: CONGRESSO NACIONAL DE ENSAIOS NÃO DESTRUTIVOS, XIX, 2000, São Paulo, p.164 - 171.
  
- MONIN, V.; TEODOSIO J. R.; GUROVA T. **Analysis of residual stress state in speed gears for automotive vehicles**. International Center for Diffraction - Advances in X-ray Analysis, v. 44, p. 187 - 194, 2001.

- NASCIMENTO, M. P. **Retrabalho em estruturas aeronáuticas soldadas em aço ABNT 4130 – em foco: berços-de-motores de aeronaves**. 2004. 240 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica - Projetos e de Materiais) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2004.

- SURYANARAYANA, C.; NORTON, M. G. **X-ray Diffraction – A Practical Approach**. New York, Plenum Press, 1998, 273p.