



Universidade do Estado do Rio de Janeiro

Centro de Ciência e Tecnologia

Faculdade de Engenharia

André de Araújo Oliveira

**Caracterização microestrutural e análise de tensões residuais pelo
método do furo cego em tubo de seção quadrada com costura**

Rio de Janeiro

2015

André de Araújo Oliveira

Caracterização microestrutural e análise de tensões residuais pelo método do furo cego em tubo de seção quadrada com costura

Dissertação apresentada, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre, ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Área de concentração: Mecânica dos Sólidos.



Orientadora: Prof.^a Dr.^a Marília Garcia Diniz

Rio de Janeiro

2015

CATALOGAÇÃO NA FONTE
UERJ / REDE SIRIUS / BIBLIOTECA CTC/B

O48 Oliveira, André de Araújo.
Caracterização microestrutural e análise de tensões residuais pelo método do furo cego em tubo de seção quadrada com costura / André de Araújo Oliveira. - 2015.
109 f.

Orientador: Marília Garcia Diniz
Dissertação (Mestrado) – Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia.

1. Engenharia Mecânica. 2. Tensões residuais - Medição - Dissertações. 3. Microestrutura - Materiais - Dissertações. I. Diniz, Marília Garcia. II. Universidade do Estado do Rio de Janeiro. III. Título.

CDU 620.11

Autorizo, apenas para fins acadêmicos e científicos, a reprodução total ou parcial desta dissertação, desde que citada a fonte.

Assinatura

Data

André de Araújo Oliveira

Caracterização microestrutural e análise de tensões residuais pelo método do furo cego em tubo de seção quadrada com costura

Dissertação apresentada, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre, ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Área de concentração: Mecânica dos Sólidos.

Aprovada em:

Banca examinadora:

Prof.^a Dr.^a Marília Garcia Diniz (Orientadora)
Faculdade de Engenharia - UERJ

Prof. Dr. Francisco José da Cunha Pires Soeiro
Faculdade de Engenharia - UERJ

Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima
Faculdade de Engenharia - UERJ

Prof. Dr. Sandro Rosa Corrêa
Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda - UFF

Rio de Janeiro

2015

AGRADECIMENTOS

Primeiramente a todos que me apoiaram e acreditaram nesse projeto, incluindo minha família, amigos e colegas, especialmente meu pai, que me encorajou a iniciá-lo.

Agradeço especialmente à minha namorada Valéria, que esteve comigo desde o início, compartilhando todos os momentos, tanto felizes como difíceis, ajudando e apoiando todas as minhas decisões.

Um agradecimento especial ao meu irmão, do qual sempre me orgulhei e em quem sempre me espelhei. Agradeço pela força e união, vitais, desde sempre.

Agradeço também a todos os amigos que estiveram comigo nesses dois anos de estudos. Sem eles, nada disso teria sentido ou graça.

Agradeço à professora Marília Garcia Diniz pela amizade, incentivo, orientação, confiança, apoio e conhecimento adquirido desde a graduação.

Agradeço aos professores Luciano Moreira e Sandro Rosa, pela concretização do projeto, pela ajuda, paciência, amizade e pelos conhecimentos adquiridos, imprescindíveis para a realização deste trabalho; Luciano Ornelas, pela coordenação da ajuda financeira que viabilizou o projeto; Francisco Soeiro pelos ensinamentos adquiridos durante a vida acadêmica e Manuel Augusto, pelos ensinamentos acadêmicos e ajuda com o corte da amostra.

Agradeço também aos alunos que se increveram no curso de Processamento Digital de Imagens, que viabilizaram minha primeira experiência como professor.

Agradeço, finalmente, à FAPERJ pelo apoio financeiro do projeto.

|

|

Ah, Corra e olhe o céu que o sol vem trazer bom dia!

Cartola (1974)

RESUMO

OLIVEIRA, A. A. *Caracterização microestrutural e análise de tensões residuais pelo método do furo cego em tubo de seção quadrada com costura*. 2015. 109f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2015.

Tensões residuais são uma das principais causas de falhas em componentes mecânicos submetidos a processos de fabricação. O objetivo do trabalho foi medir as tensões residuais presentes em um tubo quadrado soldado por resistência elétrica de alta frequência e caracterizar microestruturalmente o seu material. Para a caracterização, foram utilizadas técnicas de microscopia óptica (MO), microscopia eletrônica de varredura (MEV) e análise química quantitativa. Para a medição das tensões residuais, foi utilizado o método do furo cego, baseado na norma ASTM E837-08, onde rosetas (strain-gages) são coladas à peça para medir as deformações geradas devido à usinagem de um pequeno furo no local de medição. As deformações foram associadas às tensões residuais através de equações baseadas na Lei de Hooke. A caracterização revelou uma microestrutura composta basicamente de ferrita e perlita, típica de aços com baixo teor de carbono, corroborando com a especificação fornecida pelo fabricante. As tensões residuais encontradas foram tratativas e mostraram-se elevadas, com alguns valores acima do limite de escoamento do material.

Palavras-chave: Tensões residuais; Furo cego; Strain-gage; Tubo com costura.

ABSTRACT

OLIVEIRA, A. A. *Microstructural characterization and hole-drilling method applied to residual stress analysis in a seamed square tube*. 2015. 109f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2015.

Residual stresses are one of the main failure causes in mechanical components submitted to manufacture process. The aim of this work was to measure the residual stresses present in a seamed welded tube welded using a high frequency electrical resistance and to microstructurally characterize its material. Optical microscopy (OM), scanning electron microscopy (SEM) and quantitative chemical analysis techniques were used for the characterization. The hole-drilling method was applied – obeying the ASTM E837-08 norm – to measure the residual stresses, where strain-gages are glued to the sample to measure the deformations caused due to the machining of a small hole in the measurement point. The deformations were linked to the residual stresses using the Hooke's Law equations. The characterization basically showed a composite microstructure of ferrite and perlite, typical in low-carbon steels, as the specification supplied by the manufacturer. The residual stresses found were tensile and high, with some values above the material yield strength.

Keywords: Residual Stresses; Hole-Drilling; Strain-gage; Seamed welded tube.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

1.	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA 18	14
2.	MATERIAIS E MÉTODOS 66	15
3.	RESULTADOS E DISCUSSÃO 78	15
1.2.3.1.	Tubos sem costura	23
1.2.3.2.	Tubos com costura	24
1.3.6.1.1.	Método do furo cego (hole-drilling)	53
1.3.6.2.1.	Difração de raios-X.....	63

LISTA DE TABELAS

Tabela 01 - Métodos para aliviar tensões residuais. (a) Processos mecânicos e (b) processos térmicos (Okimura & Taniguchi, 1982).....	45
Tabela 02 - Composição química do material do tubo com costura utilizado neste trabalho: aço SAE/AISI 1012 (MATWEB, 2015 ³).	66
Tabela 03 – Propriedades mecânicas consideradas neste trabalho para o aço SAE/AISI 1012 (MATWEB, 2015).	66
Tabela 04 – Tensões residuais máximas para cada posição.....	93

LISTA DE EQUAÇÕES

- (A) Equação da combinação de deformações ε_a e ε_c , ρ
- (B) Equação da combinação de deformações ε_a e ε_c , q
- (C) Equação da combinação de deformações ε_a , ε_b e ε_c , t

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AISI	American Iron and Steel Institute
ASM	American Society for Metals
ASTM	American Society for Testing Materials
CICOM	Congresso Internacional de Construção Metálica
CIDECT	International Committee for the Development and Study of Tubular Structures
DEEM	Departamento de Engenharia Mecânica
ERW	Electric Resistance Welding
ERW-HF	Electric Resistance Welding – High Frequency
FEI	Faculdade de Engenharia Industrial
Fig	Figura
GMAW	Gas Metal Arc Weld
ISSC	International Ship and Offshore structures Congress
LaCaM	Laboratório de Caracterização de Materiais
MB	Metal de base
MEV	Microscopia Eletrônica de Varredura
MIL	Metals International Limited
MO	Microscopia Óptica
NJ	New Jersey
PUC	Pontifícia Universidade Católica
SAE	Society of Automotive Engineers
SAW	Submerged Arc Weld
SE	Secondary Electrons
SEM	Society Experimental Mechanics
TIG	Tungsten Inert Gas
UERJ	Universidade do Estado do Rio de Janeiro
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais
UFOP	Universidade Federal de Ouro Preto
UFSC	Universidade Federal de Santa Catarina
UK	United Kingdom
USA	United States of America

USP	Universidade de São Paulo
ZF	Zona de Fusão
ZTA	Zona Termicamente Afetada

|

SUMÁRIO

INTRODUÇÃO	16
1. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	18
1.1. O aço como elemento estrutural	18
1.2. Estruturas tubulares	20
1.2.1. <u>Histórico</u>	20
1.2.2. <u>O uso dos Perfis Tubulares</u>	21
1.2.3. <u>Processos de fabricação</u>	22
1.2.3.1. Tubos sem costura	23
1.2.3.2. Tubos com costura	24
1.2.3.4. Processos de soldagem por resistência (ERW)	24
1.3. Tensões residuais	31
1.3.1. <u>Definição</u>	31
1.3.2. <u>Classificação</u>	31
1.3.3. <u>Origens</u>	32
1.3.3.1. Deformação Plástica	32
1.3.3.2. Origens térmicas	34
1.3.3.3. Transformações de fases.....	35
1.3.3.4. Soldagem e tratamentos térmicos localizados	35
1.3.4. <u>Tensões residuais provenientes do processo de soldagem</u>	38
1.3.4.1. Tensões residuais pré-soldagem.....	
1.3.4.2. Magnitude das tensões residuais em soldas.....	41
1.3.4.3. Fatores que modificam as tensões residuais provenientes do processo de soldagem.....	42
1.3.4.4. Melhoria da distribuição das tensões residuais provenientes do processo de soldagem.....	43
1.3.5. <u>Efeitos das tensões residuais nos mecanismos de falha</u>	46
1.3.5.1. Fratura.....	47
1.3.5.2. Fadiga.....	49
1.3.5.3. Fluência.....	50
1.3.5.4. Corrosão sob tensão	50
1.3.6. <u>Métodos de medição de tensões residuais</u>	50
1.3.6.1. Métodos destrutivos	52

1.3.6.2.	Métodos não destrutivos	63
1.3.7.	<u>Dispersão</u>	65
2.	MATERIAIS E MÉTODOS	66
2.1.	O material	66
2.2.	Obtenção das amostras	67
2.3	Microscopia	69
2.3.1	<u>Microscopia óptica – MO</u>	69
2.3.2.	<u>Microscopia eletrônica de varredura – MEV</u>	69
2.4.	Análise Química Quantitativa	69
2.5.	O ensaio de tensões residuais	69
2.5.1	<u>Preparação da amostra utilizada no ensaio</u>	
2.5.2	<u>Colagem das rosetas de deformação</u>	71
2.5.3.	<u>Equipamento</u>	73
2.5.4.	<u>Posicionamento da amostra</u>	75
2.5.5.	<u>Os softwares</u>	76
3.	RESULTADOS E DISCUSSÃO	78
3.1.	Caracterização Microestrutural	78
3.1.1.	<u>Microscopia Óptica</u>	78
3.1.2.	<u>Microscopia Eletrônica de Varredura – MEV</u>	81
3.1.3.	<u>Análise Química Quantitativa</u>	85
3.2.	Ensaio de tensões residuais	86
3.2.1.	<u>O posicionamento da amostra</u>	86
3.2.2.	<u>Deformações</u>	86
3.2.3.	<u>Distribuição das tensões</u>	87
3.2.4.	<u>Cálculo das tensões</u>	89
3.2.5.	<u>Análise do nível das tensões</u>	95
	CONCLUSÃO	99
	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	101
	REFERÊNCIAS	102

INTRODUÇÃO

Tensões residuais são tensões que ficam retidas dentro de um corpo em condições de temperatura homogênea quando forças externas não estão presentes. Essas tensões surgem devido a desajustes entre diferentes regiões do material (Withers, 2007). Nos últimos anos, a preocupação em prever e aumentar a vida útil dos componentes mecânicos cresceu de forma surpreendente e, dentro deste contexto, as tensões residuais afetam fortemente os materiais, particularmente as ligas metálicas.

As Engenharias vêm desenvolvendo novos métodos e conceitos, a fim de aumentar a confiabilidade dos produtos fabricados. A tensão residual é um dos temas que estão sendo estudados, pois estas estão presentes em todos os componentes mecânicos submetidos a processos térmicos e mecânicos. O estudo desse tipo de tensão é significativo pois pode alterar a resistência à fratura, a vida em fadiga e a capacidade de suportar carregamento. O intuito é de se conhecer o comportamento (natureza das tensões) dos materiais após a transformação do mesmo em um componente mecânico (Sousa, 2012).

Uma das características mais importantes do estado de tensões residuais é que este é um estado auto equilibrado. Isso significa que as tensões residuais na superfície de uma peça devem ser contrabalaneadas por tensões de sinal oposto existentes no interior da mesma. Se o equilíbrio das tensões for perturbado (por exemplo, pelo corte de parte da peça), as tensões serão redistribuídas para restaurar o equilíbrio. Esse rearranjo das tensões pode causar uma distorção adicional na peça. Portanto, estas tensões não podem, de modo algum, serem desprezadas, pois elas se somam às tensões aplicadas externamente, podendo atingir o valor da tensão limite de escoamento do material e diminuir a sua capacidade de resistência em regime elástico (Soares, 2003; Gerken, 2003; Adaptado de Marques et al., 2005).

A mudança dimensional na peça, causada pela recuperação elástica do material após a conformação, afeta a qualidade, a durabilidade, a estabilidade do material e a resistência à deformação. Para quantificar o seu efeito é necessário conhecer sua magnitude e distribuição (Webster & Wimpory, 2001).

O objetivo desse trabalho é justamente medir as tensões residuais presentes em um tubo de perfil quadrado com costura, utilizado em projetos de construção

civil, através da técnica do furo cego e verificar se a distribuição de tensões pode interferir consideravelmente na integridade estrutural do tubo.

1. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

1.1. O aço como elemento estrutural

O aço é o material para construção mais utilizado mundialmente em elementos estruturais. Está presente na construção de edifícios, estádios, ginásios, galpões, pontes, viadutos, passarelas, postes, tubulações etc. Esta diversidade é baseada nas características que o aço possui e possibilita que os projetos obtenham diversos benefícios com o seu uso.

Os aços estruturais são soldáveis e deformáveis no estado sólido em diversas formas (barras, chapas, eixos, parafusos, etc.), tanto a frio como a quente, além de serem os materiais mais indicados para reforço e/ou recuperação de estruturas de edificações, já que se adaptam muito bem a outros materiais, como o concreto e a madeira.

O domínio da tecnologia de produção do ferro em larga escala coincide com a Primeira Revolução Industrial (final do século XVIII – início do século XIX) e corresponde a uma das suas principais conquistas. A construção de fábricas, estações e pontes para a expansão da rede ferroviária impulsionou a pesquisa de materiais construtivos perenes e de processos de engenharia que atendessem à necessidade de vencer grandes vãos e racionalizar o tempo e o custo das construções. Cada avanço – a produção em série em ferro fundido com o uso de moldes, o uso de perfis abertos e dos tubulares, o aperfeiçoamento dos processos de conexão dos elementos e a fabricação de cabos altamente tensionados – tornou possível a execução de construções com vãos contínuos de dimensões sem precedentes (Gerken, 2003).

A Fig. 01 mostra a evolução do uso dos diversos materiais de construção até a década de 40 e o início da produção do aço em larga escala no Brasil (Gonçalves et al., 2010).

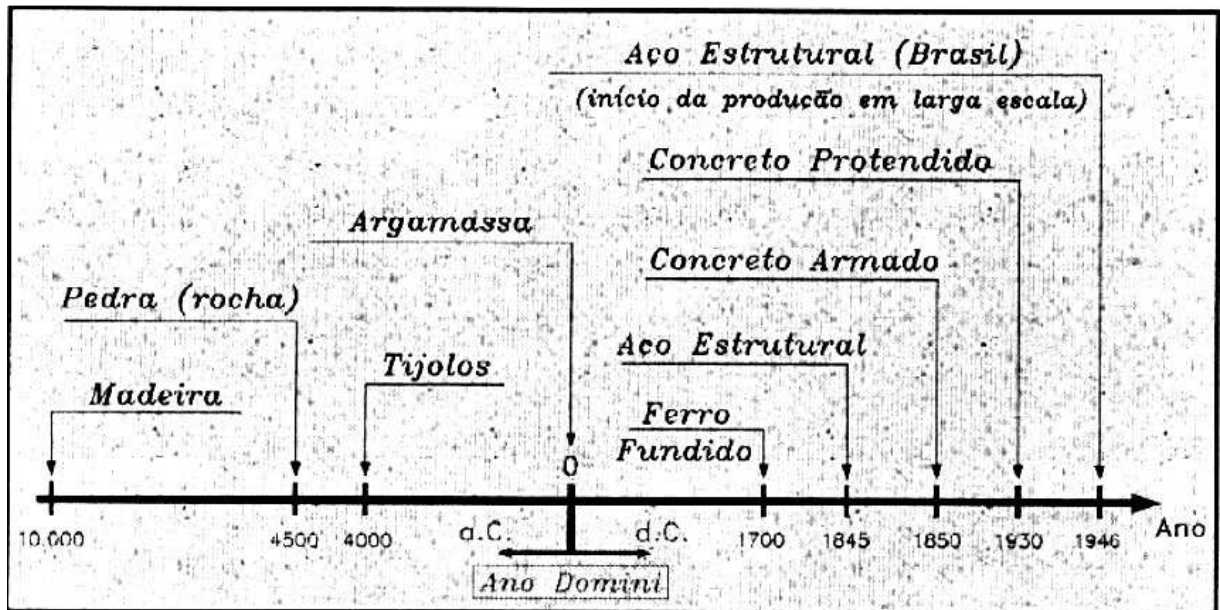


Figura 01 – Materiais utilizados na construção civil em ordem cronológica (Gonçalves et al., 2010).

Os avanços conseguidos por Henri Bessemer e Siemens-Martin no século XIX conseguiram transformar a produção de aço. O material produzido na forma líquida possibilitou que fossem feitas peças maiores que as executadas em ferroforjado semifundido, e ainda possuía melhores características estruturais. Obteve-se ganho na relação entre a resistência e o peso e melhores propriedades mecânicas, permitindo, ainda, que a produção fosse feita em maior escala, deixando-se para trás, o tempo em que o ferro era o elemento utilizado somente para fins estruturais (Gerken & Ribeiro, 2002).

Vista no contexto das mudanças sociais globais, a evolução dos processos construtivos evidencia que um novo tipo de material – no caso, o ferro e, posteriormente, o aço - exige e, ao mesmo tempo, gera mudanças nas concepções arquitetônicas, na estética, na funcionalidade, nos processos industriais, nos procedimentos para cálculos estruturais e no desenvolvimento de instalações que tornem as edificações viáveis. Todas essas mudanças culminam no aparecimento de novas tipologias arquitetônicas, na maior rapidez das construções e, conseqüentemente, na redução de custos (Gerken, 2003).

1.2. Estruturas tubulares

1.2.1. Histórico

Embora seja utilizado atualmente em aplicações de alta tecnologia e que demandam alto desempenho, o emprego de tubos é realizado desde milhares de anos atrás e, ao longo da história da humanidade, integrou equipamentos diversos que contribuíram desde a fixação do nômade pelo domínio da agricultura até o desenvolvimento das cidades, geração de energia a partir do vapor e os inúmeros avanços observados na atualidade (Armendro et al., 2011).

Apenas na metade do século XIX foi considerada a possibilidade do uso de perfis tubulares estruturais. O primeiro exemplo foi o tubo elíptico utilizado na *Britannia Railway Bridge* e na *Saltash Railway Bridge*. Após 40 anos, a ponte *Firth of Forth* foi feita com os primeiros perfis tubulares circulares (Gerken & Ribeiro, 2002). Os primeiros perfis tubulares, produzidos no século XIX, eram compostos de chapas e cantoneiras aparafusadas ou rebitadas. Entre 1890 e 1920, todas as ligações de aço eram feitas por meio de parafusos ou rebites. Com o aparecimento da técnica da perfilação por laminação contínua e o uso do processo de soldagem em aço, na década de 20, a produção sistemática dos tubos laminados e soldados ficou mais barata. A soldagem – especialmente a solda de topo - facilitou a execução das ligações da seção transversal de um tubo com o outro. Houve economia de peso e a questão da transferência de forças foi resolvida de forma mais direta e efetiva no âmbito da estrutura. As treliças planas soldadas passaram a ser muito utilizadas na construção de fábricas e de outras edificações com grandes vãos. Ainda nos anos 20, foi executada a primeira treliça com todas as ligações soldadas eletricamente e, desde essa época, a soldagem vem sendo largamente utilizada nas estruturas de aço (Eekhout, 1996).

Nos anos 60, os perfis quadrados e retangulares foram desenvolvidos e mostraram-se mais eficientes em vários aspectos quando comparados aos abertos, tornando-se assim, uma boa opção. Nesta mesma época houve o implemento da indústria petrolífera, o que levou a um grande uso das estruturas em perfis tubulares que se prestavam muito bem para a função de construção de plataformas marítimas, devido à possibilidade de fundição de grandes peças, à utilização eficiente do material, a menor área de superfície externa e à facilidade de manutenção e

proteção contra corrosão, decorrente das grandes superfícies lisas das estruturas soldadas (Gerken & Ribeiro, 2002).

Com a crescente utilização dos perfis tubulares estruturais, vêm sendo desenvolvidos estudos e pesquisas na área. A busca de melhores soluções técnicas, de estruturas arrojadas, executáveis e economicamente viáveis têm inspirado o surgimento de projetos inovadores (Gerken, 2003).

1.2.2. O uso dos Perfis Tubulares

A construção metálica possibilita uma maior velocidade de execução, é compatível com qualquer tipo de material de fechamento, é leve e permite a execução de grandes vãos livres com estruturas esbeltas. Dessa forma, o uso dessas estruturas em perfis tubulares permite a criação de edificações imponentes, favorecendo a melhor utilização do espaço interior (Gerken, 2003).

Os processos de fabricação e montagem das estruturas tubulares são semelhantes aos utilizados para as estruturas constituídas de perfis de seção aberta convencionais. É ainda importante lembrar que as seções fechadas, sejam circulares, quadradas ou retangulares, apresentam ótimo desempenho estrutural aos esforços de compressão, torção ou mesmo a esforços combinados, contribuindo consideravelmente na redução do peso próprio das estruturas (Gerken, 2005). Essa eficiência estrutural do perfil tubular é atribuída à forma geométrica da seção, que apresenta concentração de material em pontos mais distantes do centro de massa. Como possuem menor área de superfície se comparadas com as seções abertas, os custos com pintura, proteção passiva e contra fogo são menores (Mendanha, 2006). Todos esses fatores contribuem com o orçamento final da obra, uma vez que acarretam em alívio de cargas na fundação e a execução passa a ser regida por um planejamento mais industrializado e racionalizado, diminuindo ou até mesmo eliminando os desperdícios oriundos de improvisações e adequações, comuns em outros processos construtivos (Gerken, 2003; Mendanha, 2006).

Os sistemas tubulares, pela leveza, esbeltez das peças e beleza arquitetônica, são muito utilizados também em associação com tenso-estruturas ou cabos. A associação desses componentes estruturais constitui um sistema que resiste, de maneira adequada e satisfatória, aos principais esforços solicitantes e aproveita as melhores características de seus elementos (Gerken, 2003).

Ampliar a utilização de estruturas industrializadas e, por consequência, dos perfis tubulares estruturais na construção civil, de maneira sistemática, depende hoje de projetos arquitetônicos especializados (Gerken, 2005). Alcançar resultados tão bons quanto, por exemplo, o das indústrias automobilística e naval exige que a construção civil que utiliza o aço como matéria-prima e em especial os perfis tubulares, tenha em mente as idéias de padronização, modulação e alto grau de industrialização (Gerken, 2005).

No século XX, deve-se destacar o surgimento de novas técnicas de soldagem, o aprimoramento de algumas já existentes e a contribuição que esses dois aspectos forneceram para a indústria de tubos, especialmente as de confecção de tubos com costura (soldados longitudinalmente). Outro aspecto que vale ser destacado também se relaciona à elaboração das primeiras normas técnicas as quais contribuíram fortemente para a padronização e melhoramento do processo produtivo de tubos e consequente evolução da qualidade dos produtos fabricados (Armendro et al., 2011).

1.2.3. Processos de fabricação

Os tubos de aço podem ser classificados em função de seu processo de fabricação. Os tubos sem costura, geralmente, são produzidos por processo de laminação a quente, a partir de bloco maciço de seção circular de aço que é laminado e perfurado por mandril, obtendo-se dessa maneira, suas dimensões finais. São resfriados em leito de resfriamento, até a temperatura ambiente, e, por possuírem distribuição de massa uniforme em torno de seu centro, mantém a temperatura praticamente constante ao longo de todo o seu comprimento e em qualquer ponto de sua seção transversal. Isso os distingue dos tubos de aço com costura, produzidos a partir de chapas de aço calandradas e “costuradas” (soldadas) no encontro das mesmas. A zona termicamente afetada (ZTA) pelo processo de soldagem possui nível de tensões residuais diferente das demais regiões da seção transversal do tubo, também tensionadas devido ao processo de calandragem e expansão. Assim, nos tubos sem costura, a distribuição de tensões residuais é mais uniforme, conduzindo a um melhor desempenho do aço em seu emprego estrutural (Araújo et al., 2001).

1.2.3.1. Tubos sem costura

Tubos sem costura são tubos isentos de cordão de solda na direção longitudinal. Em geral, são empregados na construção de dutos para transporte de combustíveis líquidos e gasosos, em usinas nucleares, tubos para sistemas de aquecimento ou arrefecimento, estruturas metálicas, entre outros (METALS INTERNATIONAL LIMITED, 2014¹).

1. Acessado em: 20 de outubro de 2014. Disponível em: http://www.klsteel.com/sdp/229183/4/cp-1029276/0/Seamless_Pipe.html.

Os tubos de seção quadrada sem costura podem ser produzidos por processo de laminação a quente, ou a partir de tubo circular por conformação a frio, à temperatura ambiente. Esta conformação a frio gera um diferente espectro das tensões residuais quando comparadas àquelas produzidas por laminação a quente. A Fig. 02 mostra a distribuição de tensões residuais, em N/mm², em dois perfis quadrados, um conformado a frio, de dimensões 160 x 160 x 6 mm e um laminado a quente, de 180 x 180 x 6,3 mm (Vallourec & Mannesman Tubes, 2002).

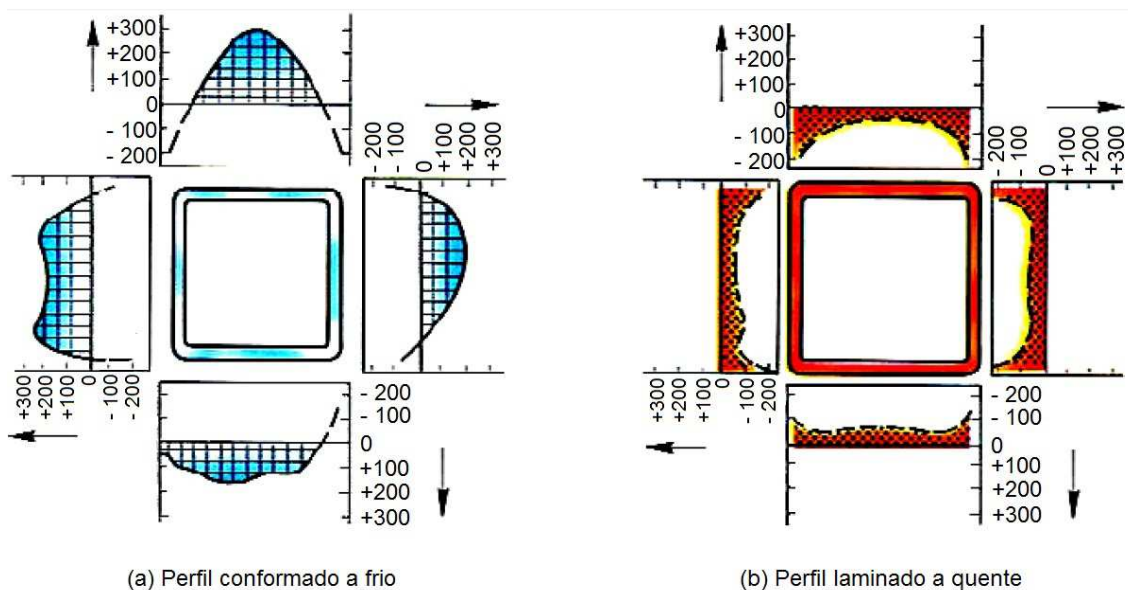


Figura 02 – Distribuição de tensões residuais em perfis quadrados sem costura (N/mm²) (Vallourec & Mannesman Tubes, 2002).

1.2.3.2. Tubos com costura

Tubos com costura são provenientes de chapas conformadas cujas arestas são soldadas de modo a originá-los. São largamente empregados nas indústrias petrolíferas e no transporte de gás natural. A produção dos mesmos, como já foi dito, é feita a partir de chapas conformadas sendo que o principal processo de soldagem utilizado na geração da solda (ou costura) é o arco submerso que, graças à sua automatização, permite a produção desses tubos em larga escala e com grande segurança e uniformidade operacional (Armendro et al., 2011).

Processos como o dobramento da chapa para formação do tubo, soldagem e conformação a frio, são geradores de tensões residuais significativas nos componentes (Rodrigues 2007).

Os processos de produção de tubos com costura dividem-se em duas categorias: os que envolvem confecção de soldagem através de aplicação de pressão e aqueles em que é realizada a soldagem por fusão (Armendro et al., 2011). Dentre os processos de soldagem por pressão, destaca-se o processo de soldagem por resistência elétrica.

1.2.3.4. Processos de soldagem por resistência elétrica (ERW)

O nome *Electric Resistance Welding* (ERW) deve-se ao processo de soldagem longitudinal nele utilizado, que é por resistência elétrica. Os tubos fabricados pelo processo ERW passam por um tratamento térmico de normalização no cordão de solda para alívio de tensões residuais (Rodrigues, 2007).

O processo de soldagem ocorre devido ao calor proveniente da resistência da peça. A corrente elétrica percorre um circuito na qual a peça a ser soldada faz parte e promove o seu aquecimento (Mackerle, 1996). Como o aquecimento da junta soldada pela fonte de calor é local, a distribuição de temperaturas não é uniforme. Como resultado, tensões residuais permanecem no material após a realização da solda, o que pode levar à formação de trincas e fraturas nas estruturas metálicas. O pré-aquecimento das juntas é um efetivo método de redução da taxa de resfriamento da solda, que, conseqüentemente, leva à redução das deformações e de tensões residuais. O tratamento térmico pós-soldagem também pode ser usado para este fim, além de aliviar as tensões internas e controlar a microestrutura da solda (Mackerle, 1996).

A soldagem por resistência é um dos métodos mais versáteis de união de metais, tanto do ponto de vista das peças a serem soldadas, como espessuras, formas, materiais etc., como do equipamento que, com pequenas alterações, pode ser adaptado para a soldagem de diferentes peças. Possui um baixo custo e é um processo de alta produção. Foi utilizada inicialmente na fabricação de carrocerias e peças similares feitas de chapas finas metálicas. Como exemplos de materiais que podem ser soldados por este processo, pode-se citar os aços carbono, as ligas inoxidáveis, os aços galvanizados, as ligas de alumínio e magnésio, além de outros não ferrosos como o zinco, cobre, bronze, prata, níquel etc. Assim, a soldagem por resistência encontra grande aplicação na indústria automotiva, eletroeletrônica, fabricação de eletrodomésticos, tubulações, equipamento ferroviário, esportivo, estrutural etc. (Mackerle, 1996; Marques et al., 2005).

Esse tipo de soldagem compreende um grupo de processos nos quais a união de peças metálicas é produzida em superfícies sobrepostas ou em contato topo a topo, pelo calor gerado na junta através de resistência à passagem de uma corrente elétrica (efeito Joule) e pela aplicação de pressão, podendo ocorrer fusão na interface. Todos os processos de soldagem por resistência envolvem a aplicação coordenada de pressão mecânica e passagem de corrente elétrica, com intensidade e duração adequadas. A aplicação de pressão garante a continuidade do circuito elétrico e permite a obtenção de soldas com baixo nível de contaminação, seja pela proteção física da região de solda ou pela expulsão da região contaminada para fora da junta. O resfriamento da junta também se dá sobre pressão (Marques et al., 2005).

Os processos de soldagem por resistência podem ser divididos em:

a) Processos de soldagem por corrente contínua

São processos em que são utilizadas correntes contínuas ou aproximadamente contínuas no processo de soldagem. Normalmente, são empregados na soldagem longitudinal de tubos pequenos com 20 mm de diâmetro externo podendo, em casos especiais, atingir 30 mm. As paredes apresentam espessura entre 0,5 e 2 mm aproximadamente (Brensing & Sommer, 2014).

Dentre as vantagens que o emprego de corrente contínua apresenta em relação a técnicas em que se utilizam correntes alternadas de baixa e alta frequência, cita-se principalmente o acabamento suave conferido na região do

cordão presente no interior do tubo; tal aspecto é de suma importância em tubos onde a execução de operações complementares não podem ser realizadas em seu interior – verifica-se tal fato em tubos de trocadores de calor, por exemplo (Brensing & Sommer, 2014).

A capacidade limitada de transferência de energia elétrica através de eletrodos de disco corresponde a uma das limitações do processo. As velocidades de soldagem atingidas variam entre 50 e 100 metros de tubo soldado por minuto e a matéria prima utilizada para produção desses tubos são chapas laminadas a frio (Brensing & Sommer, 2014).

b) Processos de soldagem com corrente alternada de baixa frequência

No processo de soldagem com corrente alternada de baixa frequência, faz-se a costura dos tubos através do emprego de correntes alternadas com frequências que variam entre 50 e 400 Hz. Dentre os componentes do equipamento responsável por desenvolver a técnica, destaca-se dois discos de cobre isolados, responsáveis pelo fornecimento de energia, conformação e geração de pressão necessária para a soldagem (Brensing & Sommer, 2014).

A confecção da soldagem é acompanhada pela formação, tanto dentro quanto fora do tubo, de resíduos que devem ser removidos ao término do processo por um acessório adequado ao equipamento (Brensing & Sommer, 2014).

Graças ao monitoramento característico desse processo, ele apresenta a capacidade de produzir tubos com grande precisão; além disso, os produtos gerados através dele apresentam de 10 a 114 mm de diâmetro, e a velocidade, que é função da espessura do tubo a ser soldado, tem valor médio de 90 metros por minuto (Brensing & Sommer, 2014).

c) Processos de soldagem com corrente alternada de alta frequência

Surgido em 1960, consiste do emprego de corrente alternada com frequência entre 200 e 500 kHz e processo de conformação e soldagem dos tubos executados em unidades separadas (Brensing & Sommer, 2014).

A exemplo dos métodos apresentados anteriormente, esse método também utiliza pressão e aquecimento na construção da costura dos tubos. A fenda de espessura adequada para a soldagem é conferida à chapa utilizada como matéria prima por meio de rolos que exercem compressão da mesma. O uso de correntes de

elevada frequência nos processos de soldagem possui diversas vantagens; são elas (Brensing & Sommer, 2014):

- Geração de elevados valores de densidade de corrente no condutor;
- Produção de campo magnético no centro do condutor, que incrementa a resistência oferecida à passagem de elétrons por essa região e faz com que eles trafeguem preferencialmente pela superfície;
- Penetração elevada quando o metal a ser soldado é aquecido acima da temperatura *curie* (temperatura a partir da qual o material torna-se não magnético).

A construção do tubo por meio desse processo tem como etapa inicial a conversão da chapa através de rolos de conformação ou rolos ajustáveis em um tubo que, posteriormente, deverá ser costurado. A matéria prima encontra-se contida em bobinas e o processo é contínuo – assim, para que seja possível apresentar essa característica no processo, utilizam-se acumuladores em “loop” para a manutenção da alimentação (Brensing & Sommer, 2014).

As bobinas são utilizadas a frio ou a quente, dependendo da aplicação do tubo resultante, das dimensões e da precisão destas; no caso do emprego a quente, realiza-se o processo de decapagem da chapa antes da conformação e da soldagem. Um detalhe relevante que deve ser ressaltado relaciona-se à chapa que penetra por entre os rolos de conformação – as chapas obtidas via desbobinamento são cortadas em pedaços de dimensões correspondentes ao tubo que se deseja produzir, ou seja, não se mantém o comprimento da chapa que inicialmente compunha a bobina (Brensing & Sommer, 2014).

Os tubos fabricados apresentam aproximadamente de 20 a 609 mm de diâmetro externo e parede com espessura entre 0,5 e 16 mm; a velocidade de produção é de 10 a 120 metros por minuto. No processo, emprega-se de 7 a 10 rolos de conformação que realizam a conversão da chapa em tubo de maneira gradual (estágios 1 a 7) e três estágios de ajuste fino - 8, 9 e 10 - que orientam o tubo para a mesa de soldagem, representada pelo número 11 (Fig. 03) (Brensing & Sommer, 2014).

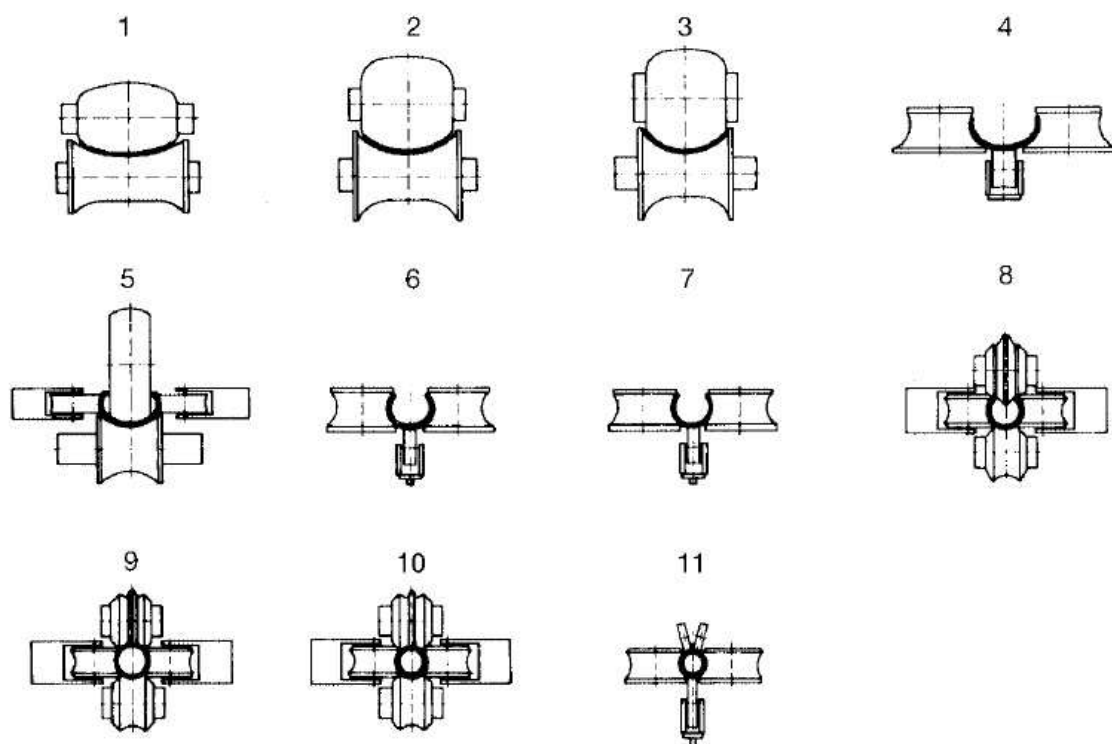


Figura 03 – Esquema de estágios de conformação da chapa para fabricação de tubos (vista frontal – exemplo para tubo de seção circular) (Brensing & Sommer, 2014).

A Fig. 04 mostra os estágios do processo de conformação em detalhe.

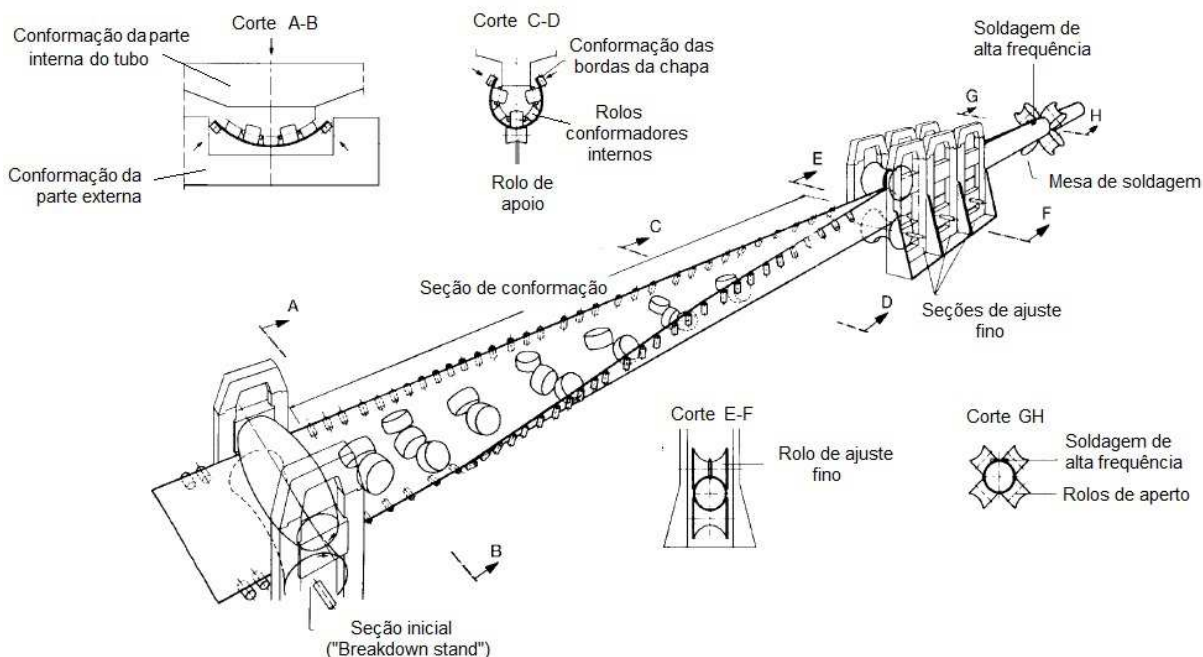


Figura 04 – Diagrama ilustrativo dos estágios de conformação para fabricação de tubos (Brensing & Sommer, 2014).

Conforme a Fig. 04, além dos rolos externos, há também rolos internos que possibilitam a geração de tubos com diversos diâmetros. A razão entre espessura e diâmetro varia entre 1/100 e 1/8 (Brensing & Sommer, 2014).

A Fig. 05 mostra as bordas dos tubos fundidas e a formação da solda por resistência elétrica de alta frequência (Brensing & Sommer, 2014).

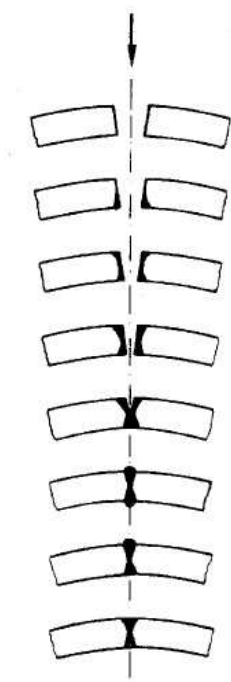


Figura 05 – Diagrama esquemático das diferentes seções transversais superiores dos tubos durante a formação da solda por resistência elétrica de alta frequência (Brensing & Sommer, 2014).

O grande problema da produção de tubos metálicos surge durante o processo de fabricação. A laminação proveniente da produção de tubos sem costura, o processo de soldagem proveniente da produção de tubos com costura e a conformação mecânica presente em ambos podem vir a gerar tensões residuais no material que comprometem a sua integridade estrutural. Dessa forma, a medição e a avaliação dessas tensões tornam-se fundamentais para o projeto desse tipo de estrutura.

1.3. Tensões residuais

1.3.1. Definição

Tensões residuais são tensões que ficam retidas dentro de um corpo quando não há ação de forças externas. Essas tensões aparecem devido a incompatibilidades ou descontinuidades entre diferentes regiões do material (Withers, 2007).

1.3.2. Classificação

Tensões residuais podem ser classificadas de acordo com a maneira com que elas surgem (Withers & Bhadeshia II, 2001), a escala sobre a qual elas aparecem (macro ou microtensões) (Noyan & Cohen, 1987) ou o seu efeito sobre o comportamento do material (Bouchard & Withers, 2007).

Da perspectiva da medição, a tensão residual é classificada de acordo com três escalas de comprimento características. Tensões homogêneas ao longo de vários grãos e em equilíbrio quando estendidas à globalidade do material são chamadas de tensões do tipo I (macrotensões) (Withers, 2007). Podem ser encontradas em materiais que sofreram deformação plástica não uniforme, como dobramento, processo de laminação, gradientes térmicos e têmpera de aços (Hirsch et al., 2006). Microestruturalmente, tensões que estão em equilíbrio numa escala de poucos grãos são chamadas de tensões intergranulares ou do tipo II (microtensões). Numa escala mais fina, tem-se as microtensões do tipo III decorrentes do comportamento heterogêneo na escala atômica (Withers, 2007). Essas últimas ocorrem nos materiais metálicos sujeitos a processos que produzam descontinuidades na rede cristalina como lacunas, impurezas, defeito de empilhamento, entre outros (Hirsch et al., 2006), principalmente em regiões próximas às discordâncias (Suterio, 2005).

1.3.3. Origens

Tensões residuais surgem a partir da deformação não uniforme de um corpo. Os principais mecanismos pelos quais isto pode ocorrer são mudanças não homogêneas no volume e/ou na forma do componente (Soares, 2003). A Fig. 06 mostra os diferentes meios de surgimento de tensões residuais.

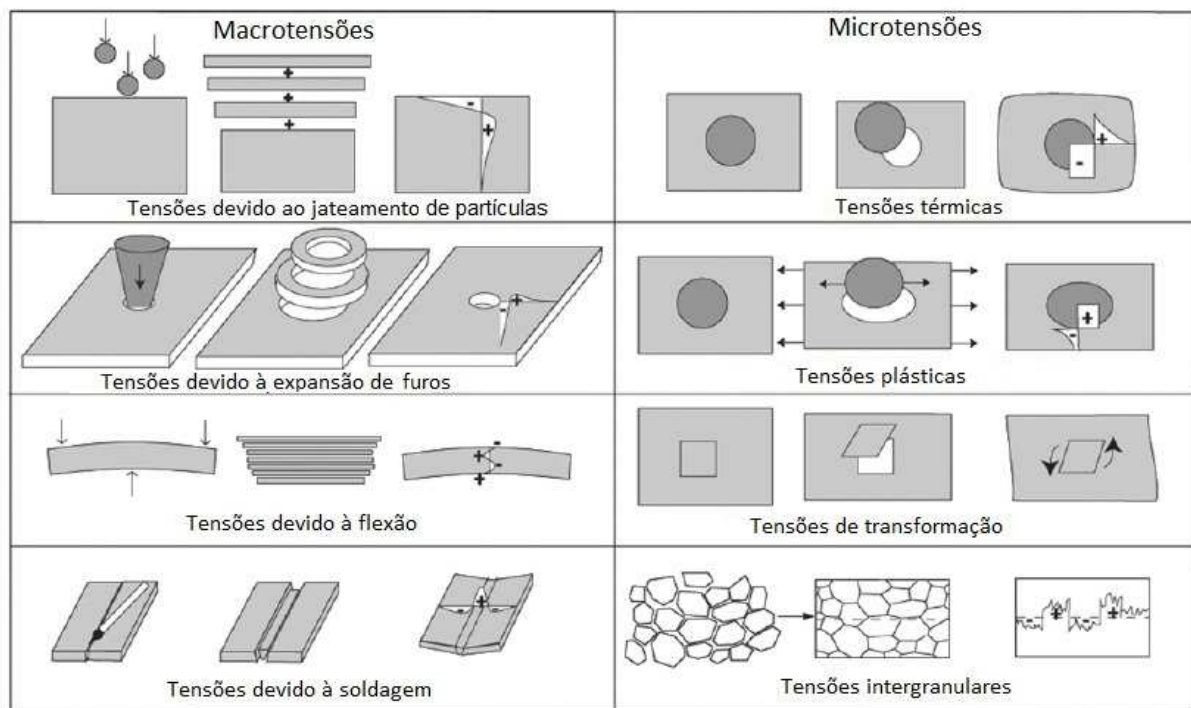


Figura 06 – Exemplos de diferentes tipos de macro e microtensões. Em cada caso, o processo de surgimento é indicado à esquerda, o desajuste no centro e o padrão de tensão resultante à direita (Withers & Bhadeshia, 2001)

1.3.3.1. Deformação Plástica

A deformação plástica em um material nunca é completamente homogênea. Ela ocorre, na escala atômica, através do movimento de defeitos lineares (deslocamentos) através da estrutura cristalina. Existem muitas outras maneiras pelas quais a deformação pode ser heterogênea. Como exemplo, tem-se as deformações que ocorrem devido a diferenças entre as fases do material, presença de concentradores de tensão ou aplicação de cargas externas não uniformes. Provavelmente, a maneira mais simples de introduzir plasticamente uma tensão

residual em um corpo, como uma barra, é dobrá-la até além do seu limite elástico (Withers, 2007).

Como exemplo, tem-se a Fig. 07, onde é suposto que a barra da Fig. 07(a) está apoiada sobre dois pontos fixos. Desprezando-se a ação da gravidade e considerando que ela esteja livre de qualquer tensão ($\sigma = 0$), aplica-se então uma força (F) de igual valor em cada uma das extremidades. Em qualquer ponto situado entre os apoios, a tensão nas fibras externas é constante, sendo de tração ($+\sigma$) na parte superior e de compressão ($-\sigma$) na parte inferior. No diagrama de tensão, situado à direita da Fig. 07(a), é possível observar como a tensão varia ao longo da seção A-A: ela atinge seu valor máximo nas superfícies externas, decaindo a zero na linha neutra. Nessa situação, como a força aplicada à barra não foi suficiente para exceder o limite elástico do material, a barra retorna à sua condição inicial ($\sigma = 0$) assim que a força é retirada. Imagine agora que o valor da força (F) foi elevado até que a tensão na barra ultrapasse o limite de elasticidade do material, não somente nas fibras mais externas, mas a uma profundidade bem razoável. Então ocorrerá o surgimento da deformação plástica, representada na Fig. 07(b) pela região hachurada. Contudo, nas fibras próximas ao centro da barra o limite de elasticidade ainda não foi excedido e a deformação nesse ponto é apenas elástica. Todas as tensões acima da linha neutra, tanto elásticas como plásticas, são de tração ($+\sigma$) e todas abaixo são de compressão ($-\sigma$). Quando a força (F) é removida (Fig. 07(c)), a tensão elástica contida na barra tenta se liberar forçando a barra a voltar à sua posição inicial (Perini, 2008). Devido à presença da deformação plástica, a ação das forças internas não são suficientes para reduzir as tensões a zero, mas são suficientes para inverter a direção das tensões nas regiões deformadas plasticamente. Desse modo, as regiões que durante a ação da força (F) estavam tracionadas ($+\sigma$), estão agora comprimidas ($-\sigma$) e as que estavam comprimidas, estão tracionadas (Cullity e Stock, 2001).

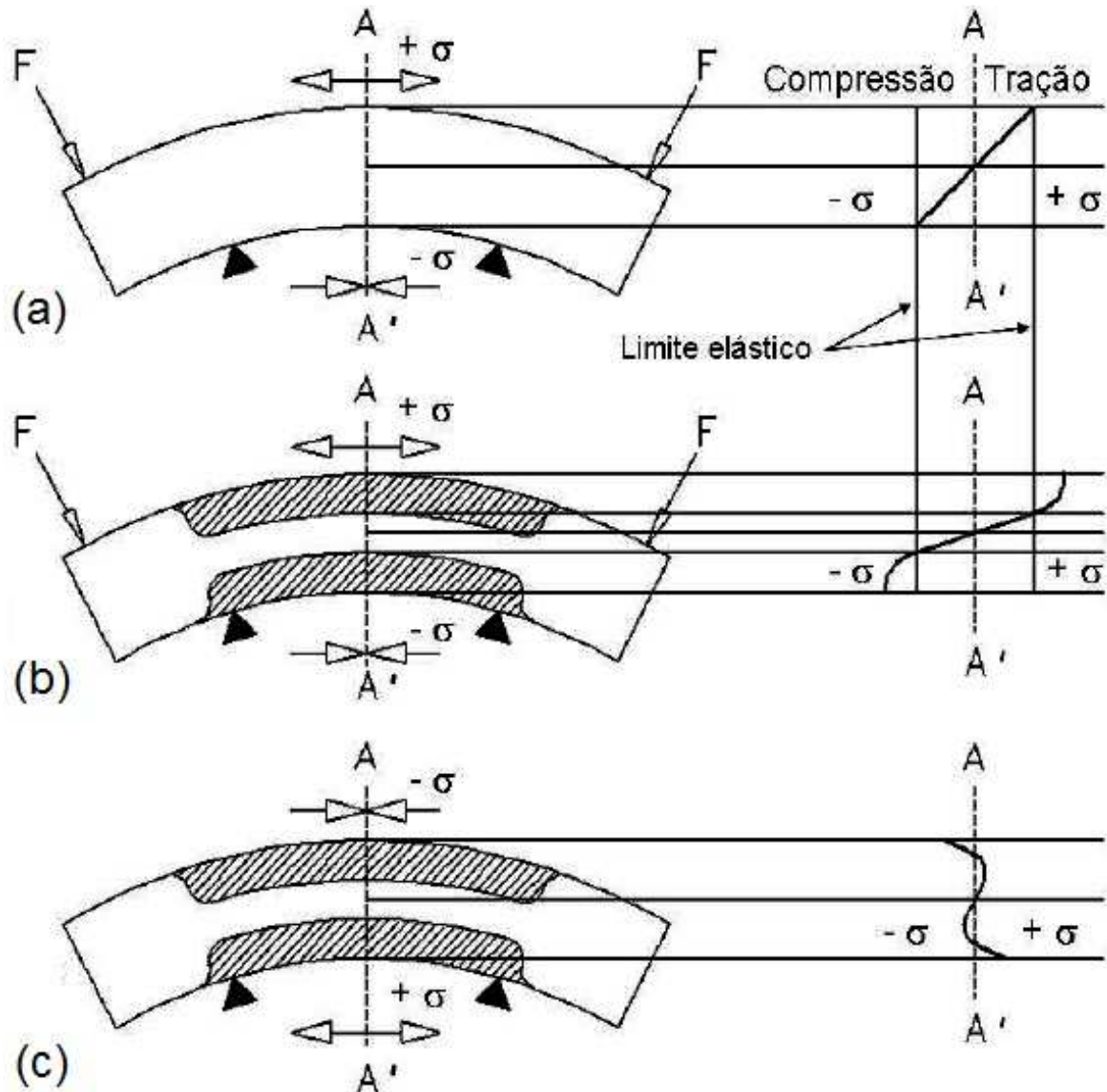


Figura 07 – Tensão residual induzida pela deformação plástica (Cullity e Stock, 2001).

1.3.3.2. Origens térmicas

Tensões térmicas surgem devido a gradientes de temperaturas no interior de um corpo. Considere, por exemplo, um tratamento térmico onde há um resfriamento rápido e brusco do material (têmpera). O exterior, que esfria mais rápido, iria se contrair naturalmente devido à diminuição da temperatura se não fosse pela resistência oferecida pela parte interna do material, que se encontra a uma

temperatura mais alta. Isso gera tensões trativas na parte externa e tensões compressivas no interior (Withers, 2007).

Se os gradientes são suficientemente altos (gerando tensões significativas) ou o limite de escoamento do interior é muito baixo (devido à temperatura elevada), então deformações plásticas não uniformes podem ocorrer em regiões onde o limite de escoamento é ultrapassado. Uma vez que o material é resfriado até uma temperatura uniforme, esses desajustes permanentes geram tensões residuais características (Withers, 2007).

1.3.3.3. Transformações de fases

O desenvolvimento da microestrutura em ligas de uma ou mais fases envolve, geralmente, algum tipo de transformação de fase – uma alteração no número ou na natureza das fases. Transformações de fase são importantes no processamento de materiais e normalmente, envolvem alguma transformação da microestrutura (Callister, 2007). Essa transformação gera um desajuste (mudança no volume) entre as regiões que se transformaram e aquelas que se preservaram, devido a diferenças de densidade entre as fases, o que pode dar origem a tensões residuais e distorções. Por exemplo, peças de aço-C temperadas tendem a apresentar tensões residuais de tração na sua superfície, que podem aparecer devido ao aumento de volume associado com a decomposição da austenita que tende a ocorrer, nas regiões centrais da peça, posteriormente à transformação das regiões localizadas junto à sua superfície (devido à elevada taxa de retirada de calor durante a têmpera, a superfície de uma peça tende a resfriar muito mais rapidamente do que a sua parte central) (Mori & Withers, 2001; Marques et al., 2005; Modenesi, 2008).

1.3.3.4. Soldagem e tratamentos térmicos localizados

No item 1.3.3.2 foi enfatizado que sempre que um material é exposto a gradientes térmicos severos há uma oportunidade para o surgimento de

deformações plásticas não uniformes; esta situação é característica do processo de soldagem (Withers, 2007).

Quando a maioria dos metais é aquecida, suas dimensões aumentam proporcionalmente à variação de temperatura. Se um objeto for aquecido e resfriado uniformemente e não existirem restrições às suas variações dimensionais, estas não resultam em efeitos mecânicos importantes no objeto. Contudo, se a variação de temperatura não for uniforme ao longo da peça ou se esta não puder se expandir ou contrair livremente durante o ciclo térmico, tensões residuais e/ou distorções podem se desenvolver (Marques et al., 2005).

A variação térmica local geralmente provoca deformação plástica na zona de fusão (ZF) e nas regiões do metal de base (MB) próximas à solda, como mostrado na Fig. 08 (Masubuchi, 2003).

Na seção AA, muito distante da poça de fusão e ainda não aquecida pela fonte de calor, não existem variações de temperatura e o material ainda está isento de tensões. Na seção BB, junto à poça de fusão, o material aquecido tende a se expandir sendo, contudo, restringido pelas regiões mais frias da peça, gerando, assim, tensões de compressão em regiões próximas à ZF e tensões de tração nas regiões um pouco mais afastadas. Com o resfriamento e após a solidificação da solda, o material passa a se contrair, sendo novamente impedido pelas regiões mais frias e afastadas da solda. Assim, na seção CC surgem tensões de tração junto ao cordão e de compressão nas regiões mais afastadas. Estas tensões aumentam de intensidade levando ao escoamento da região aquecida. Após o resfriamento completo, seção DD, as tensões residuais no centro da solda podem chegar a níveis próximos ao limite de escoamento do material (Modenesi, 2008).

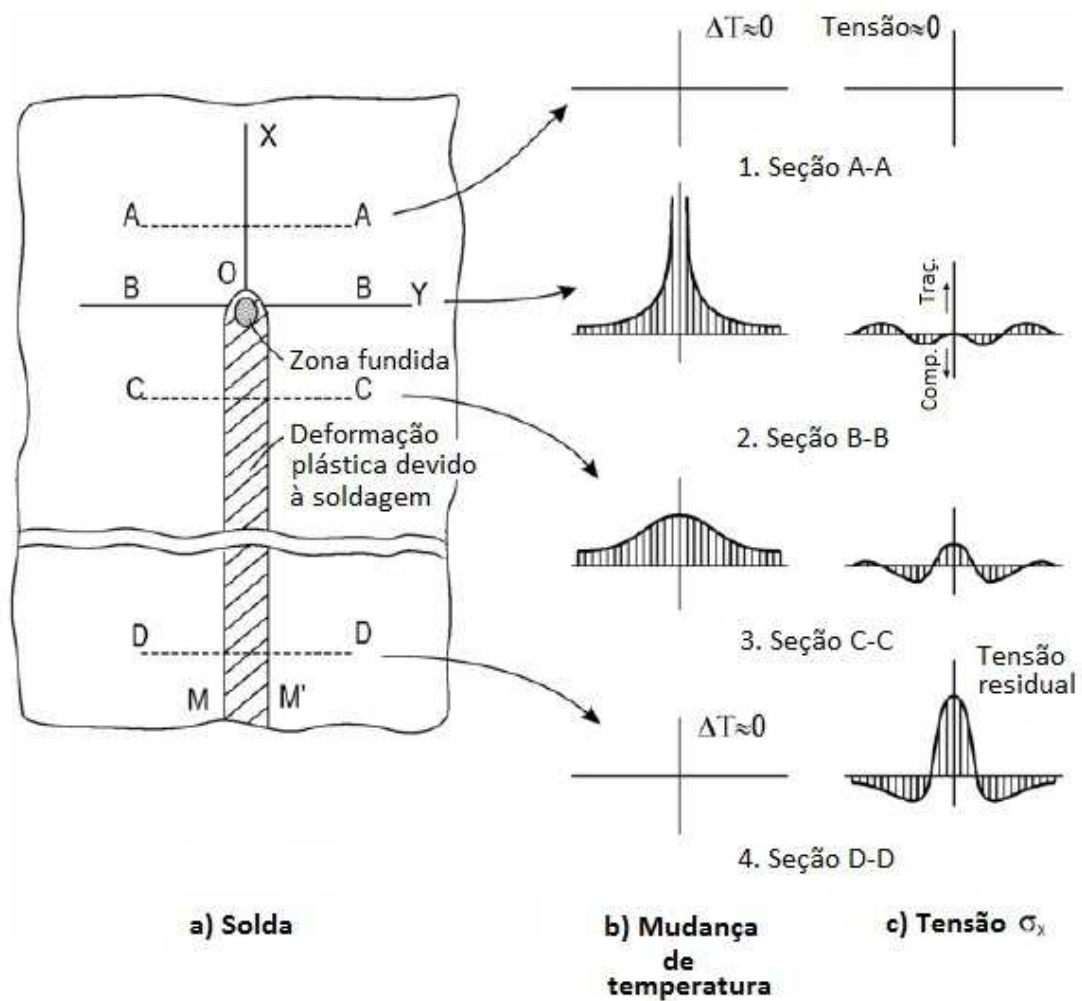


Figura 08 – Representação esquemática das mudanças de (b) temperatura e (c) tensão residual térmica longitudinal (ao longo do cordão de solda) durante a soldagem de chapas por simples deposição (*bead-on-plate*) (Masubuchi, 2003).

Tipicamente, as tensões residuais presentes na junta soldada possuem magnitudes maiores ao longo do comprimento (σ_x), tanto na ZF como na ZTA, sendo muitas vezes limitadas pelo limite de escoamento enquanto a ZF resfria (Withers, 2007).

Pode-se ainda citar como mecanismos de geração de tensões residuais os chamados tratamentos termo-mecânicos, dentre os quais se pode tomar como exemplo (Dieter, 1961):

- Endurecimento por indução – de uma forma simplificada, consiste em aquecer indutivamente uma fina camada superficial de um componente de aço até a temperatura de transformação e então resfriar esta região

rapidamente, através de um jato de água, a fim de promover a transformação martensítica.

- Nitretação/ Carbonetação – consistem em difundir átomos de nitrogênio ou carbono na superfície do componente. O aumento da temperatura superficial gera a difusão destes átomos. Ocorre uma extensa formação de nitretos e carbetos, provocando mudança de volume e conseqüente geração de tensões superficiais.

1.3.4. Tensões residuais provenientes do processo de soldagem

A soldagem é um processo de fabricação integral na produção de muitos componentes estruturais encontrados na engenharia. Esse processo tem influência direta na integridade dos componentes e nos seus comportamentos térmico e mecânico durante o serviço. Devido às altas temperaturas utilizadas durante a soldagem e ao subsequente resfriamento da junta soldada, o processo pode produzir tensões e deformações residuais indesejadas no material (Teng e Chang, 1998; Sahin et al., 2003; Yaghi et al., 2006).

Ao longo da última década tem havido um enorme progresso no entendimento e na compreensão das tensões residuais em estruturas soldadas. Em componentes de tubulações, por exemplo, o estudo das tensões residuais é crucial na avaliação da integridade estrutural (Dong, 2005). Dessa forma, o controle das tensões residuais durante ou depois da soldagem torna-se fundamental para garantir a integridade das estruturas soldadas (Mochizuki, 2007).

Embora existam inúmeras vantagens associadas ao processo de soldagem, como o fato de ser mais econômica, requerer menos espaço e proporcionar melhor vedação do que juntas aparafusadas, existem áreas de preocupação devido ao surgimento das tensões residuais. Um dos problemas mais difíceis encontrados durante o processo de fabricação por soldagem é a deformação associada a esse tipo de tensão. Ela é causada pelo aporte térmico concentrado durante a soldagem e pela rigidez inerente da própria estrutura ou dos apoios externos. As deformações causam tensões residuais, contrações locais e distorções. Dado isto e o fato de que as juntas soldadas são frequentemente pontos de concentração de tensões, as tensões residuais são geralmente a causa do surgimento de trincas e falhas

prematuras de estruturas soldadas, além da perda de estabilidade dimensional (Marques et al., 2005; Withers, 2007).

Trincas são frequentemente formadas em soldas. Estas trincas podem ser associadas basicamente a dois fatores: sollicitação, isto é, tensões mecânicas de tração, geralmente, e incapacidade do material, muitas vezes momentânea, de acomodar esta sollicitação deformando-se plasticamente (fragilização). A fragilização da região da solda e de regiões adjacentes a esta pode ocorrer por diversos motivos (formação de filmes de líquido em contornos de grãos, crescimento de grãos, presença de hidrogênio dissolvido no material, precipitação etc.) durante e após a soldagem (Marques et al., 2005).

Um dos aspectos mais críticos na soldagem de um aço é sua susceptibilidade à formação de trincas a frio na ZTA, a qual é causada pelo efeito combinado das tensões internas do cordão e da presença de hidrogênio numa região com baixa ductilidade devido à formação de constituintes duros na microestrutura. Essa região é geralmente a fonte de falha de estruturas e componentes soldados (Patchett, 1987; Linnert, 1994; Yurioka, 2001).

A qualidade da solda tem uma forte influência na resistência de estruturas fabricadas por soldagem. O número de variáveis do processo de soldagem e as condições de operação influenciam as características da microestrutura e, portanto, as propriedades mecânicas e metalúrgicas da ZTA. Somente através da modificação da sua microestrutura as propriedades da junta podem ser melhoradas. Assim, a presença de trincas, defeitos e tensões residuais são o principal risco para a utilização desse processo de fabricação (Patchett, 1987; Linnert, 1994; Mackerle, 1996; Yurioka, 2001).

Resumindo, os fatores que determinam as tensões residuais presentes em uma estrutura soldada são (Leggatt, 2008):

- Tensões residuais presentes nas partes a serem unidas antes da soldagem, resultantes do processo de fabricação do material;
- Composição química, microestrutura e propriedades térmicas e mecânicas do material;
- Geometria das peças a serem soldadas;
- O processo de soldagem utilizado, incluindo a preparação do material, as condições e parâmetros de soldagem e a sequência de passes utilizados.

- Tensões residuais geradas por processos de fabricação pós-soldagem ou por cargas térmicas e mecânicas aplicadas na estrutura durante o serviço.

1.3.4.1. Tensões residuais pré-soldagem

Dentro da ZF, da ZTA e MB adjacente a essa zona, onde as deformações térmicas causadas pelo fluxo de calor proveniente do processo de soldagem são suficientes para provocar escoamento do material, o campo de tensões residuais será dominado pelas tensões residuais induzidas pela soldagem. A grandes distâncias da solda, as tensões residuais pós-soldagem serão uma função da sobreposição das tensões residuais induzidas pela soldagem com tensões residuais pré-existentes no material. Esta sobreposição pode estar no regime elástico ou plástico e pode ser linear ou não linear, dependendo da magnitude da combinação das tensões e das propriedades mecânicas do material (Leggatt, 2008).

As tensões residuais que aparecem antes da soldagem podem ser causadas por processos térmicos e mecânicos durante o processo de fabricação do material. Esses processos incluem dobramento, fundição, usinagem, forjamento, laminação, têmpera, corte à chama, laser ou plasma, carbonetação e tratamentos térmicos, entre outros. Em muitos processos há um reequilíbrio das tensões residuais durante e depois da operação, sendo que a magnitude das tensões residuais finais torna-se muitas vezes menor do que a metade do limite de escoamento do material. Alguns processos tais como o tratamento térmico com resfriamento lento, podem relaxar as tensões causadas por processos anteriores (Leggatt, 2008).

A possibilidade de existir tensões pré-soldagem no material deve sempre ser considerada quando tensões residuais em estruturas soldadas estão sendo avaliadas. Em programas para medir tensões residuais em componentes soldados, é aconselhável medi-las em regiões não afetadas pela solda e em partes do material antes da soldagem, de modo a determinar essas tensões residuais pré-existentes (Leggatt, 2008).

1.3.4.2. Magnitude das tensões residuais em soldas

A faixa de distribuição da temperatura localizada, que vai desde a temperatura ambiente até a temperatura de fusão do material, e as restrições estruturais são os mais importantes parâmetros na determinação do estado final de tensões residuais de uma soldagem (Dong, 2005).

Dentro da poça de fusão, a microestrutura normalmente passa por um rápido aquecimento, solidificação e por um rápido resfriamento (Dong, 2005). As tensões residuais são causadas, inicialmente, pela compressão que ocorre em torno da ZF de acordo com o aquecimento e posterior expansão térmica do material durante o processo de soldagem. Quando a ZF resfria, há uma contração do material, que, conseqüentemente, gera tensões residuais de tração, particularmente na direção longitudinal. Essas tensões são mostradas esquematicamente na Fig. 09 (a) (Colegrove et al., 2009).

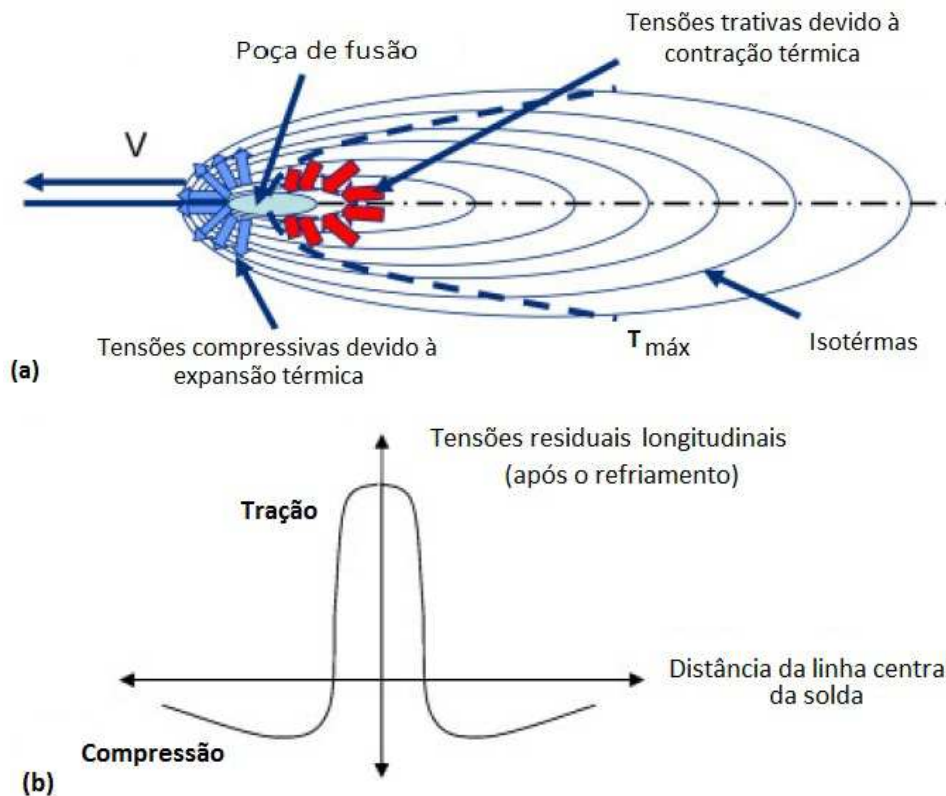


Figura 09 – (a) Tensões térmicas durante a soldagem. (b) Tensões residuais longitudinais pós-soldagem (Colegrove et al., 2009).

Depois da soldagem, uma tensão residual de tração permanece em todo o eixo de solda e causa uma tensão residual compressiva de equilíbrio na região mais afastada da junta soldada, como mostrado na Fig. 09 (b) (Colegrove et al., 2009).

A tensão residual longitudinal diminui com a distância da solda, proporcionalmente à temperatura de pico atingida durante a soldagem (Leggatt, 2008). Em termos de comportamento à fadiga da junta, são particularmente relevantes as tensões residuais de tração, tanto na direção longitudinal (σ_x) como na direção transversal (σ_y), embora as mais significativas sejam as tensões longitudinais (Branco et al., 1999).

A tensão residual de tração ao longo da solda reduz a resistência à fadiga e a tenacidade do material, particularmente quando combinada com quaisquer entalhes ou defeitos associados ao cordão de solda (Colegrove et al., 2009). Essa tensão terá uma magnitude aproximadamente igual à da tensão de escoamento se existirem duas condições (Leggatt, 2008):

- Existir alguma restrição contra a contração térmica do material aquecido;
- A deformação devido à contração térmica pós-soldagem for superior à deformação devido ao escoamento do material;

A primeira condição é função da rigidez e da geometria das partes a serem soldadas. Já a segunda, é função das propriedades do material (Leggatt, 2008).

1.3.4.3. Fatores que modificam as tensões residuais provenientes do processo de soldagem

Existe uma variedade de fatores que podem modificar as tensões residuais que aparecem após a soldagem, durante os estágios de fabricação ou durante a vida em serviço de uma estrutura. Esses fatores devem ser considerados quando o estado de tensões residuais em uma junta soldada está sendo avaliado.

Dentre os processos de fabricação que podem modificar significativamente as tensões residuais de uma estrutura/componente soldado, estão (Leggatt, 2008):

- Reparos de defeitos por soldagens locais;
- Desprendimento de acessórios temporários;
- Subseqüentes operações de soldagem, incluindo a soldagem de outros componentes e o revestimento por soldagem;
- Tratamentos de superfície;
- Operações de usinagem, que podem causar redistribuição das tensões residuais devido à remoção de material e tensões superficiais nas faces usinadas;
- Correção da distorção por deformação plástica ou desempenho por chama;
- Carregamento mecânico, como testes de resistência e vibrações geradas durante o transporte;
- Tratamentos térmicos;
- Tratamentos mecânicos.

Dentre as operações e processos feitos durante a vida útil da estrutura, temos (Leggatt, 2008):

- Cargas de serviço, que podem causar deformação plástica em áreas de concentração de tensão ou de elevadas tensões residuais;
- Operações dentro da faixa de fluência do material;
- Irradiação;
- Reparos durante o serviço;
- Perda de material devido à corrosão.

1.3.4.4. Melhoria da distribuição das tensões residuais provenientes do processo de soldagem

É essencial garantir a integridade da junta soldada contra a fadiga e a corrosão, problemas muito comuns em estruturas soldadas encontradas em usinas de energia, máquinas industriais, estruturas, veículos etc. Os fatores que afetam a resistência à fadiga do material são as tensões residuais, a concentração de tensões, as propriedades mecânicas do material e as micro e macroestruturas.

Dentre todos, a tensão residual é o mais importante. Ela deve ser considerada primordialmente a fim de manter a integridade dos componentes soldados, pois a redução da sua magnitude é bastante eficaz na prevenção da fadiga de alto ciclo e da corrosão sob tensão. Essa redução pode ser feita através da otimização da sequência de passes durante a soldagem e de procedimentos pós-soldagem, tal como o jateamento do material com água (*water jet peening*), onde as tensões residuais de compressão na superfície do material são melhoradas devido à alta pressão do jato de água, que induz a deformação plástica na superfície da amostra (Mochizuki, 2007).

O nível de tensões residuais em uma junta soldada pode também ser diminuído reduzindo-se a quantidade de calor fornecido à junta ou a quantidade de metal depositado. Na prática, isto pode ser feito otimizando-se o desenho do chanfro (reduzindo-se o ângulo do chanfro ou usando-se preparações simétricas, por exemplo) e evitando-se depositar material em excesso (evitando-se reforço excessivo em soldas de topo ou minimizando-se o tamanho de soldas de filete). A seleção de processos de maior eficiência térmica (fonte de maior intensidade) é uma possível alternativa de controle, porém é difícil de ser justificável economicamente em muitos casos. Tensões residuais também podem ser reduzidas pelo uso de metal de adição com a menor resistência mecânica permissível no projeto, assim como uma redução dos vínculos externos da junta soldada (minimizando-se, assim, as tensões de reação) (Marques et al., 2005).

De forma resumida, após a soldagem, as tensões residuais podem ser aliviadas em uma peça ou estrutura por métodos térmicos ou mecânicos (Tab. 01). Estes métodos se baseiam em permitir a deformação permanente localizada do componente ou eliminando as variações dimensionais responsáveis pela existência de tensões residuais. No caso do uso de métodos térmicos, a elevação da temperatura leva a uma redução do limite de escoamento do material facilitando a sua deformação plástica (Okimura & Taniguchi, 1982). Estes métodos são os mais utilizados para reduzir as tensões residuais em tubulações (Withers et al., 2008). Já os métodos mecânicos se baseiam em facilitar o escoamento plástico localizado pela aplicação de alguma forma de carregamento mecânico (Okimura & Taniguchi, 1982).

Tabela 01 - Métodos para aliviar tensões residuais. (a) Processos mecânicos e (b) processos térmicos (Okimura & Taniguchi, 1982).

	Procedimento	Descrição	Características	Limitações
(a)	Martelamento	Martelamento do metal depositado e de suas adjacências durante ou após a soldagem.	Método simples, pode causar refino de grão.	Inadequado para materiais de baixa ductilidade.
	Encruamento	A junta soldada é deformada plasticamente pela aplicação de cargas de tração.	Bastante eficiente para tanques esféricos e tubulações.	Inadequado para estruturas complicadas pela dificuldade de aplicar tensões uniformes.
	Vibração	Vibrações são aplicadas na estrutura causando uma ressonância de baixa frequência o que ocasiona deformação plástica parcial da estrutura e alívio de tensões.	Operação simples.	Inadequado para chapas grossas ou grandes estruturas. Alívio de tensões não é uniforme.
(b)	Recozimento para alívio de Tensões	Aquecimento a 600-700°C (aços ferríticos) ou 900°C (aços austeníticos) seguido de resfriamento lento. Pode ser local ou total.	Muito utilizado e bastante eficiente.	Inaplicável para grandes estruturas e difícil de ser executado no campo. Custo elevado.
	Recozimento a alta temperatura	Aquecimento a 900-950°C (aços ferríticos) seguido de resfriamento lento. Pode ser local ou total.	Podem eliminar completamente as tensões residuais.	Inaplicável para grandes estruturas e difícil de ser executado no campo. Custo muito elevado.
	Alívio de tensões a baixas temperaturas	Aquecimento do local da solda a 150-200°C em uma largura total de 60 a 130mm.	Adequado para grandes estruturas.	O alívio de tensões é baixo.

1.3.5. Efeitos das tensões residuais nos mecanismos de falha

Nossa segurança e conforto estão intimamente dependentes da nossa capacidade de evitar, prever ou adiar a falha de componentes e estruturas. Tão importante quanto avaliar as cargas externas que agem sobre um material ou componente, é levar em consideração outros fatores, incluindo materiais de microestrutura desfavorável, defeitos pré-existentes e tensões residuais (Withers, 2007).

Tensões residuais podem aumentar ou diminuir o valor das tensões aplicadas. Muitas vezes, quando a falha ocorre, é devido à combinação crítica desses dois tipos de tensão (Withers, 2007).

Sendo assim, os efeitos das tensões residuais podem ser tanto benéficos quanto prejudiciais, dependendo do sinal, da intensidade, da distribuição e da relação destes fatores com as características das tensões aplicadas pelo carregamento de serviço. Geralmente são consideradas tensões inoportunas pela dificuldade em prognosticar sua magnitude (sinal e direção) e pela adversa habilidade de se combinarem com tensões devido à corrosão e com tensões presentes nas situações de fadiga (Cordovil, 2001).

As tensões residuais compressivas geralmente possuem um efeito benéfico na vida em fadiga, propagação de trincas ou corrosão sob tensão. Já as tensões residuais trativas, geralmente, reduzem o desempenho do material sob os mesmos efeitos, prejudicando o comportamento das estruturas (Suterio, 2005).

A Fig. 10 mostra um componente no qual estão agindo tensões residuais compressivas na superfície e trativas no núcleo. As tensões de trabalho do componente, devido a um carregamento externo, são trativas. O estado de tensões final, apesar de trativo, é benéfico, pois o valor da tensão foi sensivelmente diminuído nas extremidades (Cullity, 1967).

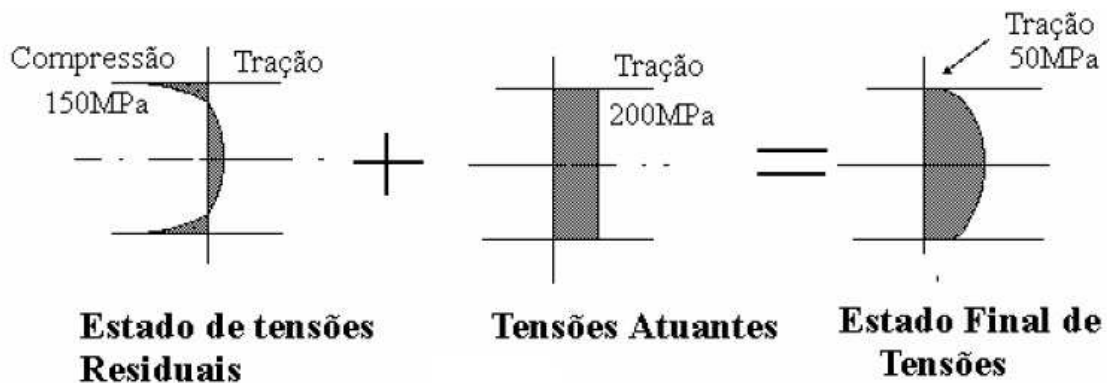


Figura 10 – Superposição de um estado de tensões residuais e de um estado de tensões externas (Cullity, 1967).

Em razão disso, é importante que as origens das tensões residuais sejam compreendidas, que as oportunidades para a remoção prejudicial ou inserção benéfica das tensões residuais sejam reconhecidas, que a sua evolução em serviço seja prevista, que a sua influência nos processos de falha seja estudada e que as avaliações seguras da integridade estrutural sejam feitas, de modo a eliminar as possíveis causas de falhas ou tomar medidas preventivas para prolongar a vida da estrutura (Withers, 2007).

Assim como as tensões residuais podem operar em uma grande variedade de escalas, desde uma escala abaixo do nível do grão até uma escala estrutural, as falhas também podem ocorrer tanto no nível do material quanto no nível da estrutura completa (Withers, 2007). Dentre os mecanismos de falha que podem ser causados pelas tensões residuais, tem-se:

1.3.5.1. *Fratura*

Qualquer processo de fratura envolve duas etapas – formação e propagação de trinca – em resposta a uma tensão aplicada (Callister, 2007).

Para uma trinca pequena, a energia dissipada será menor que a energia absorvida por ela, o que faz com que a trinca permaneça estável. À medida que a trinca cresce, existirá um comprimento crítico em que a taxa de dissipação de energia será igual à taxa de energia de deformação armazenada ou absorvida. A partir deste ponto a trinca se torna crítica e irá crescer catastróficamente de acordo com o nível de tensões da região (Withers, 2007).

A fratura final de um componente metálico quando uma trinca, que pode ter se desenvolvido por diferentes mecanismos, atinge um tamanho suficientemente grande pode ocorrer de duas formas básicas, do ponto de vista metalúrgico: dúctil ou frágil. No primeiro caso, o crescimento da trinca é controlado por deformação plástica e tende a exigir uma quantidade relativamente elevada de energia. Na fratura frágil, por sua vez, a quantidade de deformação associada tende a ser muito pequena e o crescimento da trinca é basicamente controlado pela quebra de ligações dentro dos grãos (clivagem) ou ao longo de seus contornos. Este processo necessita de uma quantidade muito menor de energia para a sua ocorrência (Modenesi, 2008).

A fratura frágil é favorecida por baixa temperatura, elevadas taxas de deformação e espessura do componente, presença de concentradores de tensão ou de uma microestrutura de baixa tenacidade. Diversos destes fatores podem estar presentes em uma estrutura soldada. Neste caso, uma trinca pode se propagar sob tensões inferiores ao limite de escoamento, praticamente sem deformação plástica. Nesta situação, as tensões residuais associadas à solda podem ser suficientemente elevadas ou podem se adicionar às tensões externas para causar fratura frágil. Devido a este risco, em diversas situações, componentes soldados devem ser tratados termicamente para alívio de tensões residuais e/ou refino da estrutura na região da solda (Marques et al., 2005).

Em estruturas soldadas, particularmente, a fratura frágil é perigosa devido a diversos fatores, destacando-se (Modenesi, 2008):

- Uma estrutura soldada é monolítica, não apresentando interfaces (como em uma estrutura rebitada ou aparafusada) que possam interromper a propagação da trinca. Assim, a fratura pode se iniciar em uma área restrita e se propagar por grandes distâncias;
- A região da solda apresenta alterações estruturais caracterizadas, frequentemente, por um aumento do tamanho de grão em relação ao metal de base, o que, em alguns materiais, tende a diminuir a tenacidade do material;
- A região da solda pode apresentar diversas descontinuidades ou defeitos, tais como trincas, inclusões de escória e deficiências (falta) de fusão, que podem atuar como concentradores de tensão e pontos de iniciação da fratura.

1.3.5.2. *Fadiga*

Fadiga é uma forma de falha que ocorre em estruturas submetidas a tensões dinâmicas e flutuantes (pontes, componentes de aeronaves e outras máquinas, etc). Sob essas circunstâncias, é possível que a falha ocorra em níveis de tensões consideravelmente menores que os limites de tração ou de escoamento para um carregamento estático. O termo fadiga é utilizado porque este tipo de falha normalmente ocorre após um longo período de repetidos ciclos de tensão e deformação. O processo ocorre através da iniciação e propagação de trincas, e normalmente a superfície de fratura é perpendicular à direção de uma tensão trativa aplicada (Callister, 2007).

A falha por fadiga muitas vezes inicia a partir da superfície de um componente. Conseqüentemente uma vantagem considerável pode ser obtida pela modificação do campo de tensões residuais próximo a ela. O mais importante é descobrir o quanto as tensões residuais em um material afetam a nucleação e a propagação de trincas. Aumentos no tempo de vida em fadiga em um fator de 10 são comuns em materiais que contêm uma alta zona de tensões residuais compressivas próximas à superfície (Nikitin et al., 2004).

A presença de tensões residuais de compressão na superfície de um componente reduz localmente o valor da sollicitação mecânica e, desta forma, dificultam a iniciação de trincas por fadiga. Por outro lado, por exemplo, em um componente soldado, a presença de tensões residuais de tração pode ter um efeito negativo no seu desempenho à fadiga, aumentando localmente o valor da sollicitação mecânica e facilitando a nucleação inicial da trinca de fadiga junto da solda (Modenesi, 2008).

Quanto mais profundo (espessura) for o campo de tensões residuais compressivas, maior será a proteção contra a propagação de trincas de fadiga. Desta forma, jateamento a laser e laminação profunda são tratamentos atrativos, já que podem introduzir tensões de compressão em profundidades maiores que 1 mm de espessura (King et al., 2006).

1.3.5.3. *Fluência*

Fluência é a deformação inelástica (permanente) de materiais sob carga durante longos períodos. Este é um importante mecanismo de deformação quando são consideradas temperaturas elevadas e frequentemente o fator limitante na vida de um componente. Quando deformações provenientes deste mecanismo ultrapassam a ductilidade à fluência do material, trincas se formam e podem fragilizar a estrutura. O modo de falha é frequentemente caracterizado pelo crescimento de cavidades nos contornos de grãos (Bouchard et al., 2004).

Juntas soldadas são geralmente as regiões mais susceptíveis ao dano contínuo gerado pela fluência em estruturas metálicas. A deformação por fluência e, em última análise, a trinca, podem ser guiadas pelas tensões residuais, por exemplo, no caso da relaxação térmica das tensões residuais provenientes da soldagem em áreas com baixas taxas de deformação e ductilidade à fluência nas temperaturas de operação (Withers, 2007).

1.3.5.4. *Corrosão sob tensão*

Na presença de um ambiente agressivo, trincas de corrosão podem se desenvolver de forma acelerada devido à presença de tensões residuais de tração. No caso de aços estruturais ao carbono ou de baixa liga, por exemplo, este fenômeno é desencadeado pelo contato com hidróxidos ou com sulfeto de hidrogênio. Em estruturas soldadas, as tensões residuais são muitas vezes suficientes para o desenvolvimento de corrosão sob tensão dependendo do material e do ambiente (Marques et al., 2005).

1.3.6. Métodos de medição de tensões residuais

Nas últimas duas décadas, as melhorias nos métodos de medição de tensões residuais, seja na superfície, seja em profundidade, têm se acentuado (Withers, 2007). A medição destas tensões é um passo fundamental para assegurar o bom desempenho de um componente (Soares, 2003).

Até recentemente, as tensões residuais foram incluídas nas avaliações de integridade estrutural de vasos de pressão e tubulações de uma maneira muito

primitiva devido à falta de ferramentas confiáveis de medição ou previsão de tensões residuais (Withers et al., 2008).

A avaliação da integridade estrutural deve levar em conta todas as tensões que agem no componente. É geralmente o caso em que as tensões aplicadas (primárias) no componente pelo sistema e as tensões térmicas (secundárias) podem ser facilmente calculadas pelo método dos elementos finitos (MEF). No entanto, deve-se levar em conta também as tensões residuais (também secundárias), que são aquelas que existem dentro do componente quando não há cargas externas aplicadas e muito mais difíceis de calcular. Como consequência, as estimativas das tensões residuais nas avaliações estruturais tendem a ser bastante primitivas e conservadoras (Withers et al., 2008).

O engenheiro de estruturas, muitas vezes precisa estimar a distribuição de tensão contínua sobre uma região de um determinado componente para realizar uma avaliação de tolerância a defeitos, já que a tensão é um campo tensorial complexo que não poder ser medido pontualmente, mas ao longo de um volume finito. Na prática, a tensão residual deve ser inferida a partir da medida da deformação elástica, deslocamento ou outra medida secundária (Withers et al., 2008).

As tensões residuais surgem a partir de desajustes que podem ter muitas origens e escalas de comprimento. Com relação aos aspectos de integridade estrutural, tensões contínuas em uma grande região (tipo I) são geralmente as de maiores preocupações. Tensões na escala dos grãos do material (tipo II), que podem surgir a partir da sua anisotropia ou variação de propriedades, e tensões abaixo da escala granular (tipo III), que surgem a partir de defeitos e precipitados, são geralmente desconsideradas (Withers et al., 2008).

Quanto à medição, alguns métodos são baseados na medida da deformação aliviada, devido à remoção localizada de material (métodos destrutivos). Outros são baseados na interação entre o campo de tensões residuais e as propriedades físicas do material (métodos não destrutivos) (Lu, 1996; Hank, 1997).

Atualmente existe um grande número de métodos de medição de tensões residuais disponíveis na área de engenharia estrutural, alguns aplicáveis no campo, em estruturas e componentes reais, e outros mais adequados a protótipos e modelos. Como consequência, mais informações estão se tornando disponíveis sobre qual a melhor técnica para cada tipo de avaliação (Withers et al., 2008).

Novos métodos de medição de tensões residuais estão sendo desenvolvidos de modo a propiciar novas aplicações de uso, complementar os métodos existentes, melhorar os níveis de incertezas, detectar e quantificar tensões residuais rapidamente e com vantagens econômicas (Suterio, 2005). A Fig. 11 mostra alguns métodos de medição de tensões residuais e seus respectivos alcances (Withers et al., 2008).

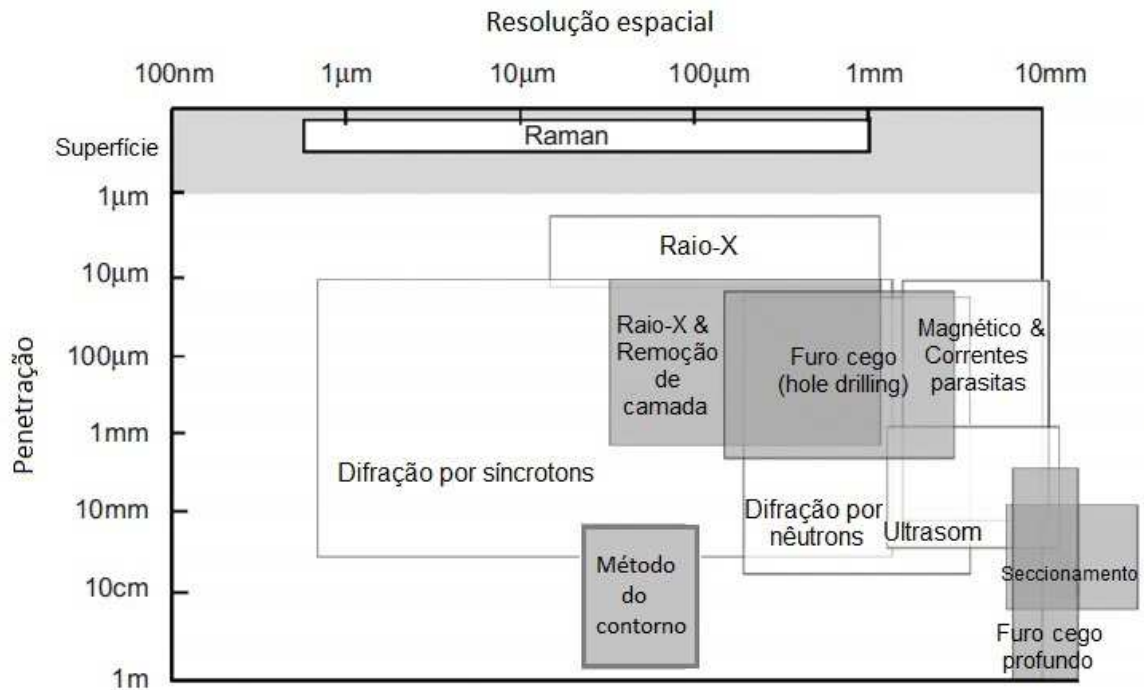


Figura 11 – Indicativo esquemático das capacidades aproximadas dos vários métodos disponíveis atualmente. Os métodos destrutivos estão preenchidos em cinza (Withers et al., 2008).

Dentre os principais métodos para medição de tensões residuais, destacam-se o método do furo cego (*hole-drilling*) e a difração de raios-x.

1.3.6.1. Métodos destrutivos

Os métodos destrutivos baseiam-se na alteração do estado de equilíbrio das tensões residuais, provocando alívio destas tensões no ponto ou na região de medição, onde houve remoção de material da amostra de teste. As deformações causadas pelo alívio são medidas e, através de modelos matemáticos adequados (Lei de Hooke), são determinadas as tensões residuais. Neste método somente são

analisadas as tensões residuais macroscópicas (Soares, 2003; Suterio, 2005; ISSC, 2009). O mais conhecido desses métodos é o do furo cego (*hole-drilling*)².

2. Alguns autores classificam o método do furo cego como semi-destrutivo, já que a remoção de material é local e não interfere significativamente no desempenho do material.

1.3.6.1.1. Método do furo cego (*hole-drilling*)

Um dos métodos mais aplicados para medir tensões residuais em componentes mecânicos é o do furo cego. Este método é normalizado pela ASTM E-837 (*Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method*), é de fácil aplicação industrial e interpretação, é relativamente barato e é baseado em diversos estudos, o que consolidou o método como sendo um dos mais confiáveis para a determinação de tensões residuais (Suterio, 2005; ASTM E837, 2008). Estes fatores o tornam o mais popular entre os métodos de medição de tensões residuais. Entretanto, ele possui restrições e não pode ser aplicado em qualquer situação. Uma das restrições diz respeito à magnitude das tensões residuais presentes, uma vez que a introdução do furo causa aumento no valor das tensões, podendo ocorrer plastificação na raiz do entalhe caso tensões nominais da ordem de $0,3 \sigma_y$ (limite de escoamento do material) estiverem presentes³ (Soares, 2003).

A medição por esse método é feita com o auxílio da extensometria. Esta técnica utiliza extensômetros de resistência elétrica (*strain-gages*) para medição de deformações superficiais (Dally & Rilley, 1991; Kobayashi, 1993). Após cerca de 60 anos de uso, a extensometria é uma técnica consolidada e largamente utilizada nos meios acadêmico, científico e industrial. Porém, a sua confiabilidade depende fortemente das habilidades manuais do seu executor. A instalação do extensômetro na peça a ser medida não é trivial: a superfície deve ser preparada (atacada quimicamente ou lixada, limpada e marcada) e o extensômetro deve ser cuidadosamente alinhado, colado e eletricamente conectado a uma ponte amplificadora. Uma vez instalado, um extensômetro não pode ser reutilizado em outro local (Suterio, 2005).

A informação obtida de um extensômetro é localizada e parcial. O sinal indicado corresponde ao valor médio das deformações que agem na direção do eixo do extensômetro. Para a plena caracterização do estado de tensões, é necessário o

3. Alguns autores afirmam que o método é aplicável para valores de tensões residuais até $0,5 \sigma_y$.

uso de uma roseta - um conjunto formado por pelo menos três extensômetros - com ângulos e posições predefinidas, cujos sinais são usados para caracterizar o estado de tensões médio na região onde foi instalada (Suterio, 2005) (Fig. 12).

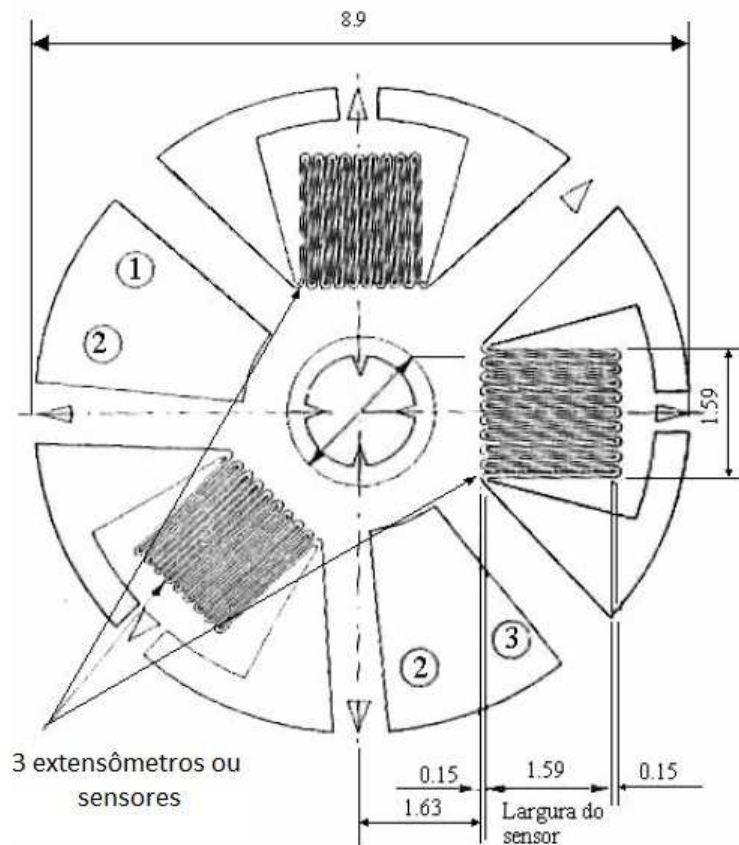


Figura 12 – Roseta extensométrica tipo MM 062-RE (dimensões em mm) (Schajer, 1981).

A roseta extensométrica é instalada na região onde se pretende medir as tensões residuais. Após a zeragem da ponte amplificadora, um pequeno furo,

tipicamente de 1,8 mm de diâmetro (o diâmetro pode variar entre 0,8 e 3,2 mm) e 2 mm de profundidade, é feito na posição central da roseta colada na região do componente que se quer analisar. A usinagem do furo provocará o alívio das tensões existentes que atuavam no volume de material removido. O reequilíbrio destas tensões nas imediações da região furada causa alterações do campo de deformações superficiais do material, que serão medidas pelos extensômetros e correlacionadas com o estado de tensões iniciais através de equações obtidas da teoria da elasticidade e de coeficientes elásticos indicados pela norma ASTM E837-08. O processo de furação pode ser realizado numa única etapa ou de forma incremental com medições intermediárias (mais indicado) (Soares, 2003; Suterio, 2005; ASTM E 837, 2008).

Algumas das limitações do método são: requerer habilidade do executor para sua correta instalação, envolver elevado tempo de instalação (tipicamente de 30 a 60 minutos), inviabilidade de reaproveitamento de uma mesma roseta e necessidade de combinar informações de três extensômetros (roseta) para caracterizar plenamente o estado de tensões. Em função destas limitações, o número de vezes em que as tensões são efetivamente medidas pode ser uma pequena fração da demanda (Suterio, 2005).

1.3.6.1.1.1. Cálculo das tensões residuais pelo método do furo cego

A introdução de um furo, mesmo com dimensões pequenas, num corpo em que existam tensões residuais provoca alívio e redistribuição destas. A eliminação destas tensões na superfície do furo muda o valor e a distribuição das tensões na vizinhança imediata deste, causando mudança nas distribuições de deformações locais na superfície de teste. É necessário, portanto, relacionar analiticamente as deformações medidas com as tensões aliviadas devido à usinagem do furo (Soares, 2003).

A norma ASTM E837-08 é relacionada ao método do furo cego para medir tensões residuais. Apenas nos casos em que a espessura do componente é pequena, $t \leq 2,4 r_m$ (raio médio da roseta), a norma recomenda a execução de um furo passante. Além disso, ela recomenda que o furo cego não seja executado de uma única vez e sim em vários passes. O objetivo deste procedimento é avaliar se o campo de tensão residual é uniformemente distribuído na espessura do

componente. A partir da normalização das deformações medidas em cada passe é possível avaliar se o campo é uniforme ou não e, por conseguinte escolher qual a melhor opção de cálculo para ser utilizada no ensaio (Soares, 2003).

A técnica do furo cego para medição de tensões residuais gera resultados excelentes quando se tem um campo de tensões uniforme na profundidade e a tensão residual atuante não excede $0,3 \sigma_y$ (este valor deriva do fator de concentração de tensões, K_t , que vale 3 para uma placa infinita contendo um furo passante, a qual está submetida a esforço uniaxial). Quando a tensão residual excede este limite, espera-se que ocorram erros ao se calcular a tensão residual mediante o emprego dos coeficientes linear-elásticos indicados pela norma ASTM E837-08 (Soares, 2003).

Um perfil de tensões de acordo com a profundidade do furo pode ser obtido através de pequenos incrementos (distâncias milimétricas) durante a perfuração enquanto as deformações em torno do furo são registradas. Uma desvantagem é que a sensibilidade do método cai rapidamente com o aumento da profundidade, no entanto um grande número de variantes da metodologia têm sido desenvolvidas para estender o método para maiores profundidades (Withers, 2007).

A margem de incerteza do método do furo cego é ± 20 MPa; valores com diferenças de até 40 MPa podem ser considerados coincidentes (Rodrigues, 2007).

No caso de medições em tubos, as tensões que mais interessam são as das direções circunferencial e longitudinal, que são as direções das tensões principais de serviço. Por vezes as direções das tensões principais de fabricação medidas coincidem ou ficam muito próximas dessas direções (β próximo de 0 ou 90°) (Rodrigues, 2007).

1.3.6.1.1.2. Etapas de execução do método do furo cego

A Fig. 13 apresenta um fluxograma com as etapas de execução do método do furo cego. Cada uma das etapas influencia na obtenção de uma medição confiável (Rodrigues, 2007).

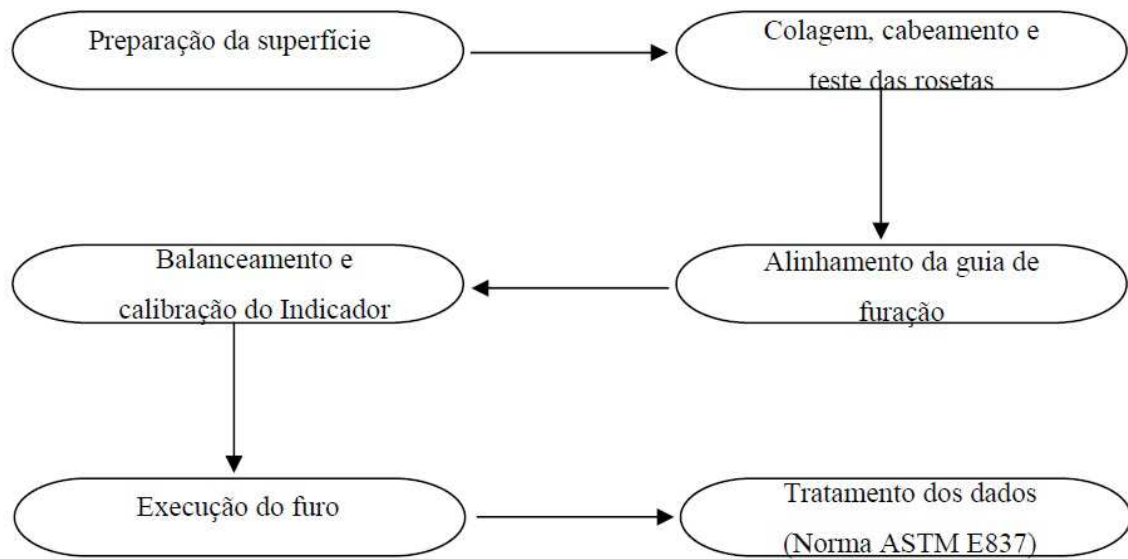


Figura 13 – Fluxograma de aplicação do método do furo cego (Rodrigues, 2007).

1.3.6.1.1.2.1. Preparação da superfície

Esta etapa engloba as atividades de retificação e limpeza da superfície onde será colada a roseta. Pode-se utilizar a decapagem química (através de ataque químico com reagente) ou lixamento. O lixamento feito para retificar a superfície de medição pode gerar novas tensões residuais ou mudar o estado das já existentes, principalmente no processo de furação incremental. Mas como é uma etapa necessária para a medição, o que se deve fazer é adotar metodologias com menor grau de agressividade possível à superfície de medição, algumas até recomendadas pelos próprios fabricantes das rosetas (Rodrigues, 2007).

1.3.6.1.1.2.2. Colagem e testes das rosetas

Com a superfície devidamente retificada e muito bem limpa, a roseta é colada segundo instruções do fabricante de forma a garantir que as deformações ocorridas na superfície sob as grades de medição de seus extensômetros serão totalmente lidas. Após a colagem da roseta, que normalmente é feita com cianoacrilato, é realizado o cabeamento dos terminais de seus extensômetros por meio de soldagem para ligá-los ao indicador de deformações. As resistências dos seus três

extensômetros são medidas para verificar se estão conforme especificadas pelo fabricante, bem como sua condutância para certificar a ausência de corrente entre eles e a superfície de medição. Tais testes ajudam a avaliar se a colagem e a soldagem dos cabos foram realizadas com sucesso (Rodrigues, 2007).

1.3.6.1.1.2.3. Alinhamento da guia de furação

Esta é uma das etapas mais críticas do processo, pois os valores das deformações variam muito nos pontos próximos ao furo, sendo muito sensíveis à sua distância da borda do furo. Assim, qualquer excentricidade na furação pode acarretar em erros consideráveis na deformação medida. Wang (1979), em seu artigo *The Aligment Error of the Hole-Drilling Method*, avaliou o efeito de excentricidade em medições com furo cego usando um determinado tipo de roseta. Como conclusão deste trabalho teve-se que para excentricidades de cerca de 10% do raio do furo (algo em torno de oito centésimos de milímetro) chegou-se a erros de até 5% no cálculo das tensões (Rodrigues, 2007).

A guia de furação é acoplada a um tripé que deve ser posicionado na superfície da medição. Com o auxílio de uma lupa e uma mesa de translação acoplada ao tripé é possível tornar a guia de furação concêntrica à roseta (Rodrigues, 2007).

1.3.6.1.1.2.4. Balanceamento e calibração do indicador de deformações

Se os testes com a roseta mostrarem a adequação de sua instalação, os três extensômetros são ligados às Pontes de Wheatstone do indicador de deformações (amplificador digital). As Pontes são balanceadas e os sistemas de medição dos extensômetros são calibrados com o auxílio de uma resistência padrão (Rodrigues, 2007).

1.3.6.1.1.2.5. Execução do furo

Após a devida centralização da guia, a luneta é retirada para dar lugar à ferramenta de furação. O processo de furação pode introduzir tensões maiores que as existentes. Estas tensões são, normalmente, trativas e são provocadas pela camada de material deformada plasticamente ou alterada estruturalmente.

A região de influência para o surgimento dessas tensões residuais varia de 0,15 a 0,4 milímetros (Rodakoski, 1997).

Dentre os principais parâmetros estudados visando a redução de tensões geradas pela execução do furo estão: a qualidade da geometria do furo cilíndrico usinado e a velocidade de rotação na furação. A ferramenta recomendada é a Fresa de Topo e a mais usada é a do tipo cônica invertida. Quanto à velocidade de furação, a mais indicada segundo a literatura é a furação a altíssimas rotações (acima de 400.000 rpm), que gera tensões menores do que com rotações baixas (Rodrigues, 2007).

1.3.6.1.1.2.6. Tratamento dos dados (Norma ASTM E837-08)

Os dados de deformação dos três extensômetros são adquiridos após cada incremento e são tratados segundo a norma ASTM E837-08. Esta recomenda um teste para verificação da uniformidade da distribuição de tensões. O teste consiste na comparação de um gráfico plotado a partir das medições, com o furo executado incrementalmente, com um gráfico padrão apresentado no tópico 9.2.3 da norma. Este gráfico apresenta resultados das relações percentuais entre os valores de deformação encontrados em cada incremento com os valores obtidos na profundidade final plotados contra a relação profundidade do furo (h)/diâmetro da roseta (D_m). A norma estabelece que desvios maiores que 3% em relação ao gráfico padrão decretam a não uniformidade das tensões ao longo da espessura do espécime onde foi feito o furo. Após esse procedimento, parte-se para o cálculo das tensões (Rodrigues, 2007).

1.3.6.1.1.3. Métodos de cálculo

Existem quatro métodos utilizados para o cálculo das tensões residuais em um componente a partir dos valores de deformação medidos através da técnica do furo cego. Um método é utilizado para o cálculo de tensões uniformes e os outros três são utilizados para o cálculo de tensões não uniformes. Os métodos serão apresentados a seguir.

1.3.6.1.1.3.1. Método de cálculo de tensões uniformes (norma ASTM E837-08)

Este método está descrito na norma ASTM E837-08 e é utilizado quando os valores de tensão não variam com a profundidade da peça a ser medida, como mostrado na Fig. 14. Quando as tensões são uniformes, esse método deve ser utilizado por ser o menos sensível aos erros gerados no teste (SINT TECHNOLOGY, 2015).

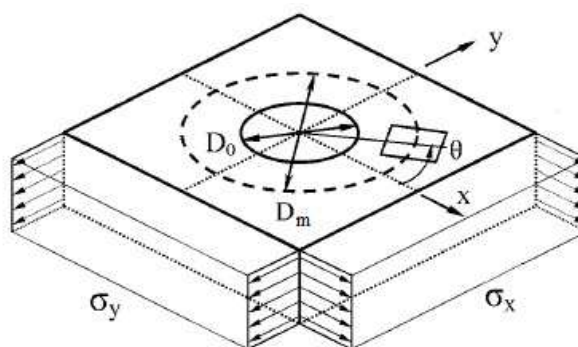


Figura 14 - Campo de tensões uniformes (ASTM E837, 2008).

A norma ASTM E837-08 apresenta uma tabela de valores com os coeficientes de alívio \bar{a} e \bar{b} determinados numericamente para o cálculo das tensões de acordo com os três tipos de roseta apresentados em seu texto (Rodrigues, 2007). Esses três tipos são mostrados na Fig. 15.

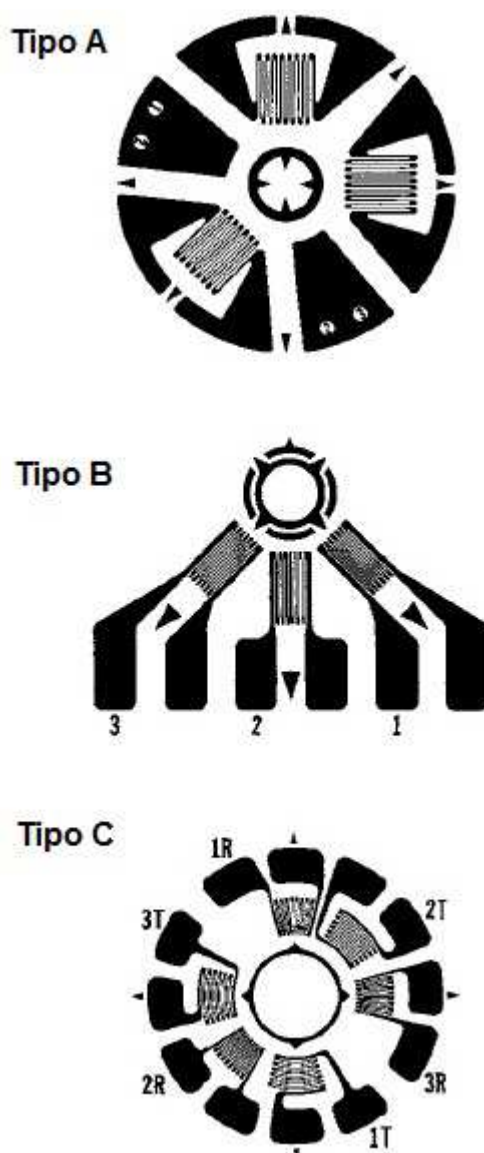


Figura 15 – Rosetas utilizadas no método do furo cego (*Hole-drilling*) (ASTM E837, 2008).

1.3.6.1.1.3.2. Método de cálculo de tensões não uniformes (norma ASTM E837-08)

Este método também está descrito na norma ASTM E837-08, porém baseia-se na hipótese de que as tensões variam com a profundidade do furo (Fig. 16). Assim como no caso das tensões uniformes, a norma também apresenta os coeficientes de alívio para o cálculo das tensões não uniformes. A profundidade

mínima deve ser de 2 mm, com 20 passes de 0,05 mm no primeiro milímetro usinado (ASTM E837, 2008).

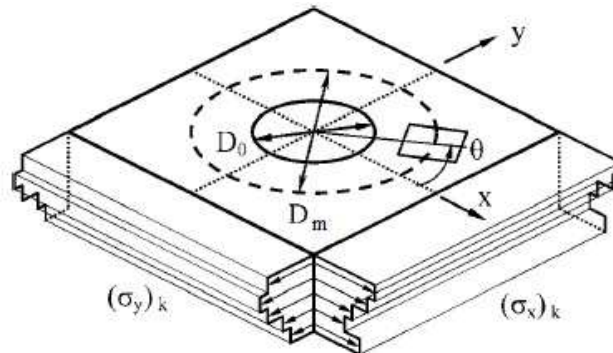


Figura 16 - Campo de tensões não uniformes (ASTM E837, 2008).

1.3.6.1.1.3.3. Método integral

Este método foi proposto por Schajer em 1988 com o objetivo de superar as limitações do método descrito na norma ASTM E837 para avaliação de tensões residuais uniformes (Zuccarello et al., 2010). Ele propõe uma avaliação separada das tensões residuais em cada incremento de profundidade durante as medições fazendo com que a sua resolução seja alta (Cofiño, 2010). Em outras palavras, o método identifica a contribuição individual que as tensões em cada profundidade têm na deformação total medida. As tensões individuais são então retrocalculadas a partir das deformações totais medidas (Soares, 2003). É o método mais utilizado e o mais adequado quando as tensões variam rapidamente, entretanto a sensibilidade aos erros experimentais também é a mais grave. As tensões finais são calculadas através da integração das tensões medidas em cada passe de profundidade (Cofiño, 2010).

1.3.6.1.1.3.4. Método de Kockelmann

Este método utiliza os coeficientes numéricos calculados por Kockelmann e permite atingir profundidades iguais ao diâmetro do furo. Ele tem pouca sensibilidade aos erros referentes ao teste e só pode ser utilizado em casos onde o diâmetro da roseta dividido pelo diâmetro do furo é igual a 3 ($D_m/D_0 = 3$) (SINT TECHNOLOGY, 2015).

1.3.6.2. Métodos não destrutivos

Os métodos não destrutivos são baseados nas variações de parâmetros físicos ou cristalográficos do material em análise, relacionados com as tensões residuais que provocam estas alterações (Suterio, 2005).

O mais conhecido dos métodos físicos de determinação de tensões é a difração de raios-X. Esse método é excelente nas suas habilidades não destrutivas de determinar tensões residuais tanto na superfície quanto no interior dos componentes (ISSC, 2009).

1.3.6.2.1. Difração de raios-X

O método de medição de tensão residual não destrutivo mais utilizado é o método de difração de raios-X. Nesse método a tensão residual é calculada a partir da medição da deformação no cristal do agregado policristalino e comparada aos parâmetros de rede do cristal deste mesmo material sem deformação (Sousa, 2012).

Quando um feixe de raios-X é dirigido para a superfície de um corpo, uma parte desses raios é absorvida pelos átomos enquanto outra parte é enviada de volta em todas as direções da área irradiada. Esse método mede basicamente a intensidade máxima de raios difratados para um determinado ângulo de varredura. A partir desse ângulo é possível obter o espaçamento interplanar dos planos de difração (Sousa, 2012).

Num material policristalino, com granulometria fina e isento de tensões, o espaço entre planos cristalinos não varia com a orientação destes planos, Fig. 17 (Soares, 2003).

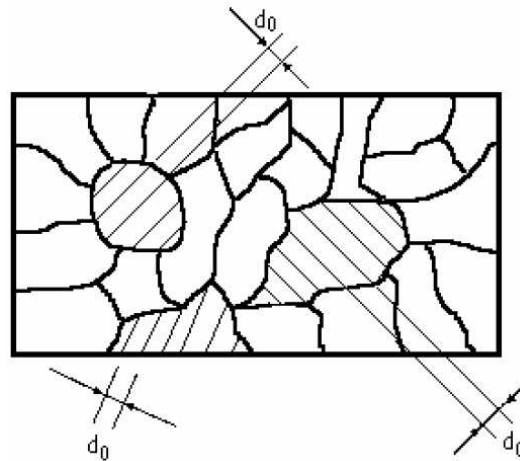


Figura 17 – Distâncias interplanares de grãos com diferentes orientações considerando um corpo isento de tensões (Soares, 2003).

A presença de um estado de tensões faz com que estas distâncias variem, devido à deformação elástica. Se a tensão aplicada for trativa, as distâncias entre planos perpendiculares a estas aumentarão, enquanto para os planos paralelos ao campo de tensões, essas distâncias vão diminuir, como pode ser observado na Fig. 18 (Soares, 2003).

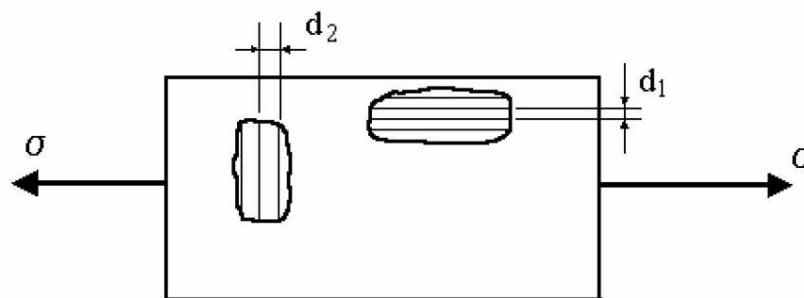


Figura 18 - Distâncias interplanares de grãos com diferentes orientações, de um corpo sob um campo de tensões. As distâncias mudam de acordo com a posição relativa entre o campo e o grão (Soares, 2003).

Se esta variação nas distâncias interplanares puder ser medida, então se tem uma indicação da deformação e conseqüentemente do campo de tensões residuais atuantes. A técnica de difração de raios-X é aplicada com o objetivo de medir as distâncias interplanares e a partir daí calcular as tensões residuais presentes (Soares, 2003).

1.3.7. Dispersão

Medidas e precisões analíticas de tensões residuais estão frequentemente sujeitas a significativas dispersões ou variabilidades. Isto pode ser causado por alterações reais nas tensões residuais ou por limitações da modelagem ou dos métodos de medição utilizados. Durante o processo de soldagem, por exemplo, as tensões residuais podem ser sensíveis a pequenas mudanças na geometria da junta soldada, nas condições de soldagem, no tempo entre passes, na variação ambiental, na composição do material e nas propriedades mecânicas. A modelagem numérica do fluxo de calor e da evolução das tensões durante a soldagem pode ser utilizada para se obter com detalhes a distribuição em duas ou três dimensões das tensões residuais na junta soldada. Esta técnica elimina alguns dos erros e incertezas associadas com medições experimentais. Por outro lado, pode introduzir erros relativos às limitações dos dados de entrada e premissas iniciais (Leggatt, 2008).

A melhor abordagem para a determinação confiável de tensões residuais é através da combinação da medição e da modelagem. As distribuições das tensões residuais obtidas por diferentes métodos devem ser comparadas; quaisquer discrepâncias devem ser investigadas e melhores métodos de medição e modelagem devem ser aplicados até que resultados consistentes sejam obtidos (Leggatt, 2008).

Deve-se lembrar que as tensões residuais em uma estrutura são produto de toda a sua história, desde o momento em que a matéria-prima é produzida até as operações de fabricação e condições de serviço da estrutura pronta (Leggatt, 2008).

2. MATERIAIS E MÉTODOS

2.1. O material

O material utilizado no trabalho foi um aço SAE/AISI 1012 na forma de um tubo com costura (soldado por resistência elétrica através da passagem de uma corrente alternada de alta frequência) de seção transversal quadrada. A Tab. 02 apresenta a composição química considerada para o material. A microestrutura deverá apresentar, segundo o material, ferrita e perlita, basicamente (ASM Handbook, 1993).

Tabela 02 - Composição química nominal do material do tubo com costura utilizado neste trabalho: aço SAE/AISI 1012 (MATWEB, 2015 ⁴).

Elemento	Composição Química (% em peso)
C	0,10 – 0,15
Fe	99,16 – 99,06
Mn	0,30 – 0,60
P	Máx. 0,040
S	Máx. 0,050

Os valores das principais propriedades do material são mostrados na Tab. 03.

4. Disponível em: <http://www.matweb.com>. Consultado em: 04 de Janeiro de 2015.

Tabela 03 – Propriedades mecânicas nominais consideradas neste trabalho para o aço SAE/AISI 1012 (MATWEB, 2015).

Propriedade	Valor
Dureza	108 HRV
Limite de ruptura	370 MPa

Limite de escoamento	310 MPa
Módulo de elasticidade	205 GPa
Coefficiente de Poisson	0,29

2.2. Obtenção das amostras

A amostra utilizada nos ensaios de tensões residuais foi obtida por corte no Laboratório de Engenharia Mecânica da Universidade do Estado do Rio de Janeiro, a partir de um tubo com costura de comprimento igual a 900 mm, soldado pelo processo de resistência elétrica de alta frequência (ERW-HF). O perfil possuía seção transversal quadrada e a amostra retirada tinha dimensões de 70x213 mm. A espessura era de 6,3 mm. A Fig. 19 mostra a imagem da amostra.



Figura 19 – Amostra do tubo utilizada nos ensaios de tensão residual.

As dimensões da amostra são apresentadas na Fig. 20.

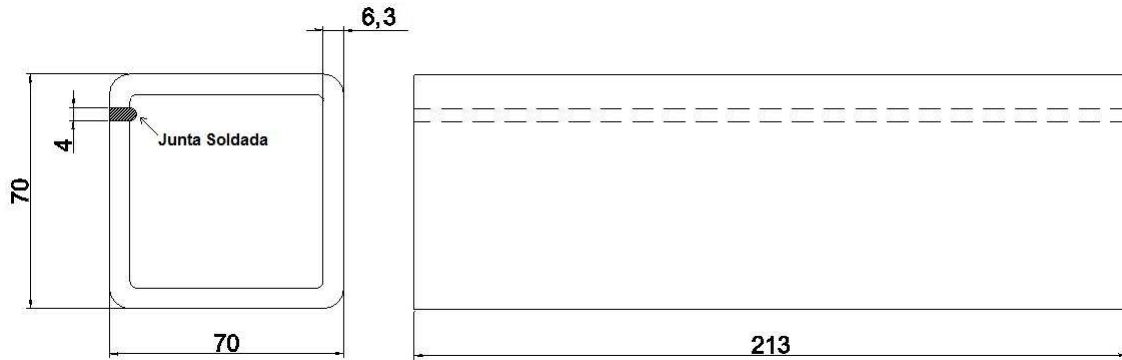


Figura 20 – Dimensões da amostra (cotas em mm) e a localização da junta soldada (costura).

Para obtenção das amostras utilizadas na caracterização microestrutural do tubo, a seção referente à região submetida ao processo de soldagem foi levada a cortadeira modelo Arotec – Arocor 80 série 12052173 à 3385 rpm (Fig. 21) do Laboratório de Caracterização de Materiais da Universidade do Estado do Rio de Janeiro (LaCaM – UERJ).



Figura 21 – Obtenção das amostras para caracterização microestrutural.

A preparação metalográfica das amostras e o ataque químico também foram feitos no LaCaM - UERJ. As amostras menores foram embutidas em resina de cura a frio e submetidas à preparação metalográfica. Inicialmente foi feito o lixamento das mesmas com lixas granulométricas de 180, 280, 400, 600, 800 e 1200 mesh. As amostras foram então polidas com pastas de diamante de 1 μm e 1/4 μm durante

aproximadamente 5 minutos. Posteriormente foi feito um ataque químico das superfícies a serem observadas com o reagente Nital 7% (93 ml de álcool etílico + 7 ml de ácido nítrico) por 5 segundos.

2.3 Microscopia

2.3.1 Microscopia óptica – MO

A captura das micrografias utilizou o sistema de aquisição de imagens do microdurômetro PanTec modelo MV 1000A, presente no LaCaM – UERJ. Esse sistema captura imagens com aumentos de 200 e 600 vezes através de uma câmera digital integrada. As micrografias foram obtidas das seguintes regiões: metal de base (MB), zona termicamente afetada (ZTA) e zona de fusão (ZF).

2.3.2. Microscopia eletrônica de varredura – MEV

As amostras foram submetidas à análise por microscopia eletrônica de varredura (MEV) na Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Foram geradas imagens com aumentos de 1000 e 5000 vezes em um MEV JEOL, modelo JSM-6510LV, operando a 20kV e 80 μ A no modo de elétrons secundários.

2.4. Análise química quantitativa

A análise química quantitativa do material do tubo foi feita pela empresa SGS LABMAT Análises e Ensaios de Materiais Ltda baseada na norma ASTM E1019, a partir das concentrações de carbono e enxofre.

2.5. O ensaio de tensões residuais

Todo o procedimento de análise foi realizado na Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda da Universidade Federal Fluminense, tomando como base a norma ASTM E837-08. O equipamento utilizado foi o MTS 3000 e, associado a ele, o amplificador digital SPIDER 8-30 para leitura do sinal dos extensômetros (ASTM E 837-08, 2008; SINT TECHNOLOGY, 2015 ⁵).

2.5.1 Preparação da amostra utilizada no ensaio

A amostra foi limpa com acetona com o objetivo de retirar todas as impurezas superficiais. Após a limpeza, foram definidos os pontos de medição e em cada região foi feito um lixamento com lixa metalográfica 220 para permitir uma maior aderência entre a roseta e a peça.

5. Disponível em: www.sintechnology.com . Consultado em: 09 de fevereiro de 2015.

Após o lixamento, a superfície foi novamente limpa com acetona, onde foram retirados traços de óxidos, gordura, poeiras, graxa ou outro contaminante que pudesse interferir na adesão da roseta em relação à superfície da peça.

A região da junta soldada (identificada na seção transversal do tubo na Fig. 20) foi atacada com o reagente Nital 7% durante 5 segundos com o objetivo de identificar suas dimensões e definir os pontos de medição sobre o cordão de solda, ao longo do comprimento do tubo. Os pontos de medição definidos são identificados na Fig. 22 (letras maiúsculas, de A até G).

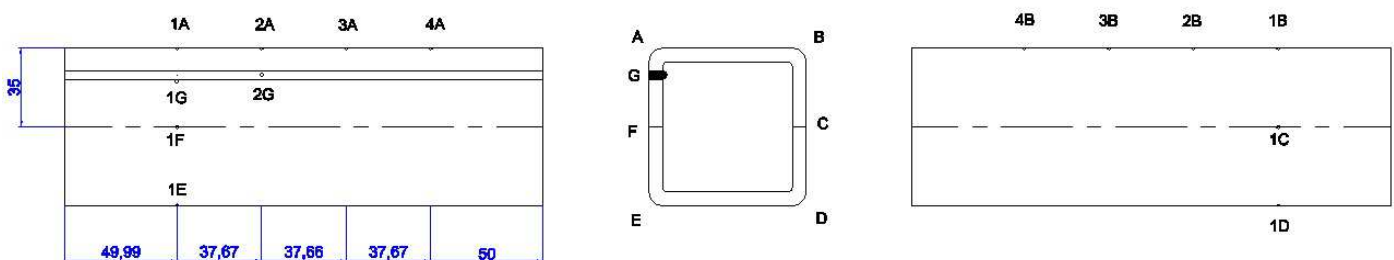


Figura 22 – Vistas do tubo mostrando os pontos de medição (cotas em mm - azul).

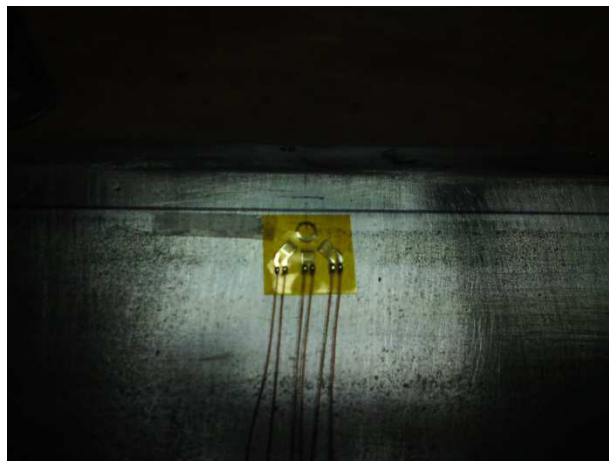
Na Fig. 22, as letras A, B, D e E representam as quatro dobras do tubo de seção quadrada. A letra G representa o cordão de solda e as letras F e C representam as linhas de centro dos lados AE e BD. Os números 1, 2, 3 e 4 representam as diferentes seções transversais do tubo onde foram feitas as medições, ao longo de seu comprimento. Os pontos de medição inicialmente estipulados foram:

- Dobra A (próxima à junta soldada): 1A, 2A, 3A e 4A;
- Dobra B: 1B, 2B, 3B e 4B;
- Dobra D: 1D;
- Dobra E: 1E;
- Linha de centro F (lado AE): 1F;
- Linha de centro C (lado BD): 1C;
- Junta soldada G: 1G (MB próximo à ZTA) e 2G (ZF).

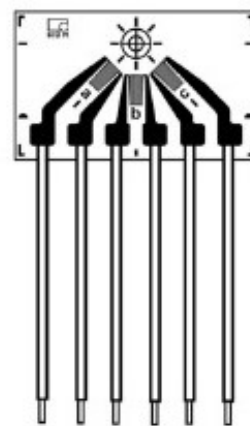
O total de pontos escolhidos para realizar as medições foi de 14.

2.5.2. Colagem das rosetas de deformação.

As rosetas utilizadas no ensaio foram do tipo representado na Fig. 23(b).



(a)



(b)

Figura 23 – (a) Imagem obtida durante o experimento e (b) *layout* do tipo de roseta utilizado nos ensaios.

Segundo a norma ASTM E837-08, a roseta representada na Fig 23 é classificada como tipo B (vide Fig. 13). Ela é fabricada pela empresa EXCEL SENSOR e o seu modelo é o PA-06-060RF-120-L. Esse modelo é recomendado para ensaios em tubos e próximos às bordas, por ter todos os extensômetros localizados em um só quadrante.

A colagem das rosetas na amostra foi feita com super cola à base de cianoacrilato por ter um período bem curto de cura (1 a 2 minutos) e ser relativamente fácil de manusear. Após a colagem das rosetas, foram colados também, de forma semelhante, os terminais secundários. Com esses terminais instalados, foi feita a soldagem entre os mesmos e os terminais da roseta. Finalmente foram instalados os fios do amplificador digital (SPIDER). Esses fios eram um pouco mais espessos e foram soldados também nos terminais secundários, formando assim uma ponte. Essa ponte foi necessária, pois os terminais da roseta não têm resistência mecânica suficiente para suportar o peso dos fios de medição. Dessa forma, se houver algum esforço nesses conectores, a solda se romperá no terminal secundário, não afetando a roseta. A Fig. 24 mostra todas as ligações realizadas.

Na sequência, foi feito um teste de resistência elétrica com o auxílio de um multímetro para verificar se os processos de soldagem entre as rosetas e os terminais secundários foram bem sucedidos.

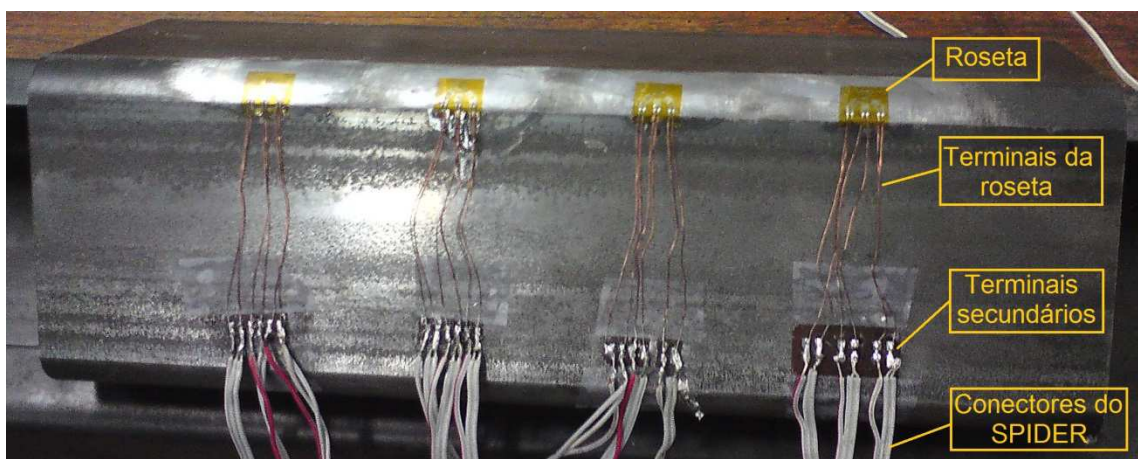


Figura 24 – Soldas ligando os terminais dos extensômetros aos conectores do *SPIDER*.

2.5.3. Equipamento

Os ensaios foram realizados utilizando o equipamento Restan MTS 3000, *Automatic System for Measurement of Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain Gauge Method*, fornecido pela SINT TECHNOLOGY e disponibilizado pela Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda da Universidade Federal Fluminense, adquirido especificamente para realizar ensaios de furo cego.

O equipamento constitui-se de várias partes, a saber: unidade mecânica, controlador eletrônico, *software* de controle (RSM) e *software* de pós-processamento (EVAL). Além do MTS 3000, foram necessários os seguintes equipamentos:

- Compressor com acumulador de grande capacidade: necessário para fornecer uma pressão de 4 bar (0,4 MPa) que impulsiona a turbina pneumática da unidade mecânica, responsável pela rotação da fresa, até a rotação de trabalho (400.000 rpm) e por manter essa rotação pelo tempo necessário para realização do ensaio;
- Válvula reguladora de pressão situada entre o compressor e o dispositivo eletrônico;
- Sistema amplificador de sinal elétrico para realizar a aquisição dos dados (leitura das deformações medidas pelos extensômetros) que são inseridos no software. Neste trabalho foi utilizado o HBM Spider 8-30.

O esquema da montagem e os componentes são mostrados na Fig. 25.

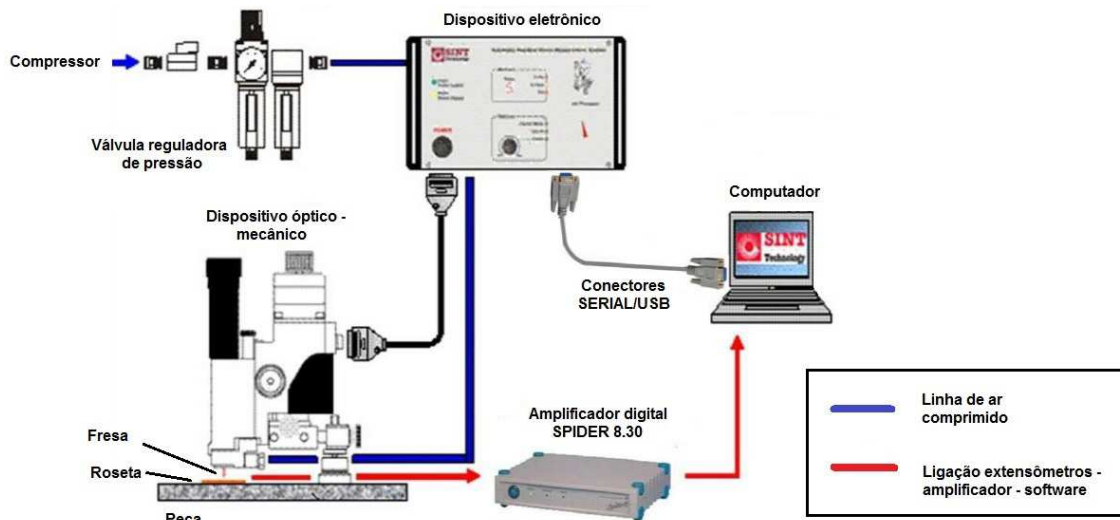


Figura 25 – Sistema utilizado para o ensaio de tensões residuais (SINT TECHNOLOGY, 2015).

O dispositivo eletrônico é o principal componente e é responsável pelo funcionamento do sistema e por fazer a ligação entre o *software* de controle (RSM), instalado no computador, e o dispositivo óptico-mecânico.

O dispositivo óptico-mecânico possui uma base magnética em tripé com um telescópio e uma turbina de alta velocidade que funciona a aproximadamente 400.000 rpm. O sistema óptico do dispositivo é utilizado para centralizar o eixo de furação em relação ao centro da roseta e para medir a excentricidade dos furos (SINT TECHNOLOGY, 2015).

Para a usinagem do material foi utilizada a fresa de topo do tipo cone invertido, fabricada pela SINT TECHNOLOGY, cujo modelo é o 1-SINTCTT. Ela é feita de carbeto de tungstênio com revestimento de nitreto de titânio-alumínio (TiAlN) e é utilizada para a usinagem de materiais com média dureza (entre 100 e 550 HV). Seu comprimento é de 19 mm e seu diâmetro mede 1,6 mm (SINT TECHNOLOGY, 2015). A Fig. 26 mostra a imagem da fresa utilizada nos ensaios. Cada fresa foi utilizada para a usinagem de três furos (três ensaios).



Figura 26 – Fresa 1-SINTCTT – modelo utilizado nos ensaios.

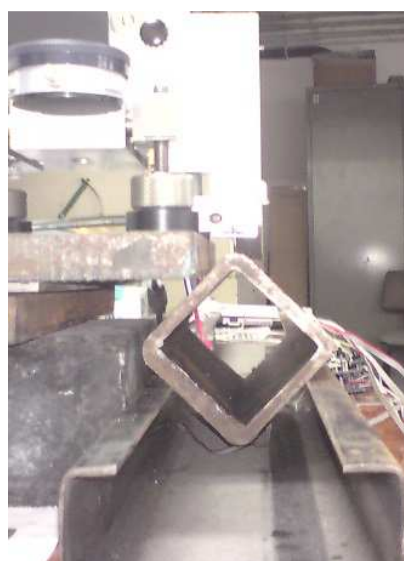
2.5.4. Posicionamento da amostra

Após a colagem dos extensômetros e a soldagem dos seus terminais, a peça foi posicionada para a realização do ensaio. A peça deve ser posicionada de tal modo que a fresa fure exatamente o centro da circunferência contida na roseta e que a superfície a ser medida fique perpendicular ao dispositivo óptico-mecânico.

Para medir as tensões nas arestas (dobras do tubo), foi necessário um suporte que permitiu o posicionamento do tubo com a superfície da dobra voltada para cima, como mostrado na Fig. 27.



(a)



(b)

Figura 27 – (a) e (b): vistas do suporte utilizado para o posicionamento do tubo para a realização dos ensaios nas dobras.

Para as medições feitas na junta soldada e nas linhas de centro das laterais, o tubo foi colocado na posição horizontal, como mostrado na Fig. 28.

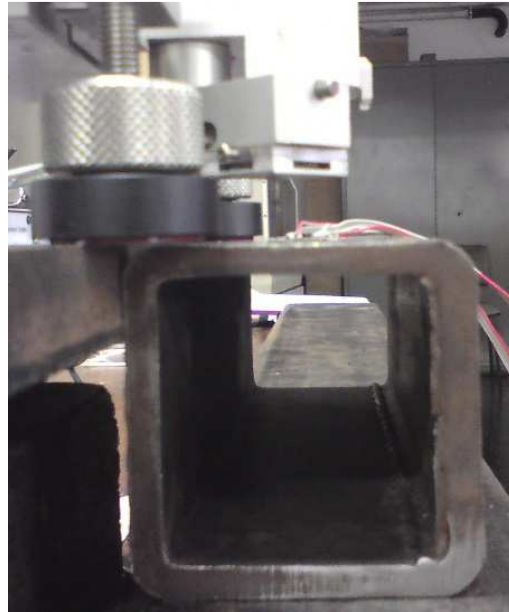


Figura 28 – Posicionamento horizontal do tubo.

2.5.5. Os softwares

Os *softwares* foram fornecidos juntamente com o equipamento. O RSM é utilizado para o controle dos dispositivos e do ensaio. Através dele foi possível configurar todos os parâmetros do ensaio, tais como o posicionamento da fresa sobre a superfície da peça, a profundidade do furo, a quantidade de passes que serão feitos durante a usinagem, os dados referentes ao material da peça, o tipo e o diâmetro das rosetas, a interpretação dos dados recebidos pelo SPIDER, etc.

Ao final do ensaio foi possível obter os dados de deformação medidos pelas rosetas e plotá-los em função dos valores de profundidade.

O EVAL é o software de pós-processamento. Ele possui algoritmos internos com as principais funções referentes aos métodos de cálculo utilizados no método do furo cego. Nele foram feitas as análises dos resultados. Foi possível determinar se as deformações foram uniformes ou não uniformes (de acordo com a norma

ASTM E837-08), realizar interpolações com os resultados e determinar os valores das tensões por diferentes métodos.

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

3.1. Caracterização Microestrutural

3.1.1. Microscopia Óptica

As imagens dos aspectos micrográficos apresentaram uma ligeira falta de foco devido tanto à preparação metalográfica manual quanto ao fato do sistema de aquisição de imagem não ser o mais apropriado, isto é, ser o do microdurômetro e não o de um microscópio óptico apropriado. A preparação manual das amostras gerou alguma falta de planicidade na superfície das mesmas. As Figuras 29 até 31 exemplificam as imagens obtidas para os aspectos microestruturais do MB, da ZTA e da ZF, respectivamente, após a preparação e o ataque químico da superfície das amostras.

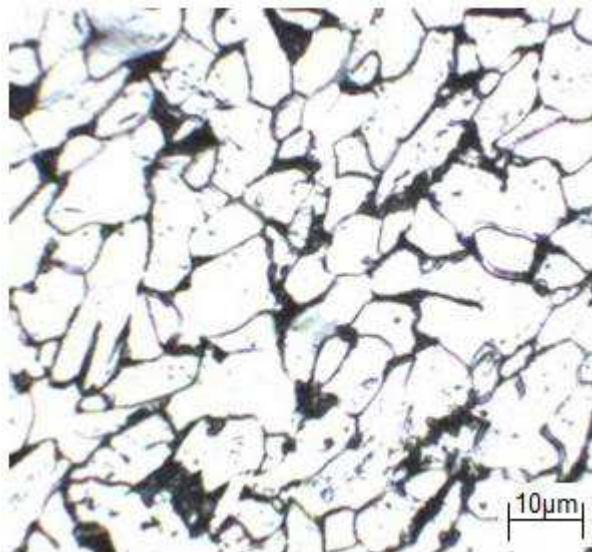


Figura 29 – Aspecto micrográfico do MB, aumento de 600x.

O MB apresentou, conforme já esperado, uma maior quantidade de ferrita poligonal (fase clara, grãos claros) que a de perlita, fase lamelar composta de ferrita e cementita (região mais escura, grãos bifásicos). Essa composição é típica de aços

hipoeutetóides ($C < 0,8\%p$). A Fig. 30 mostra a imagem obtida da microestrutura da ZTA.

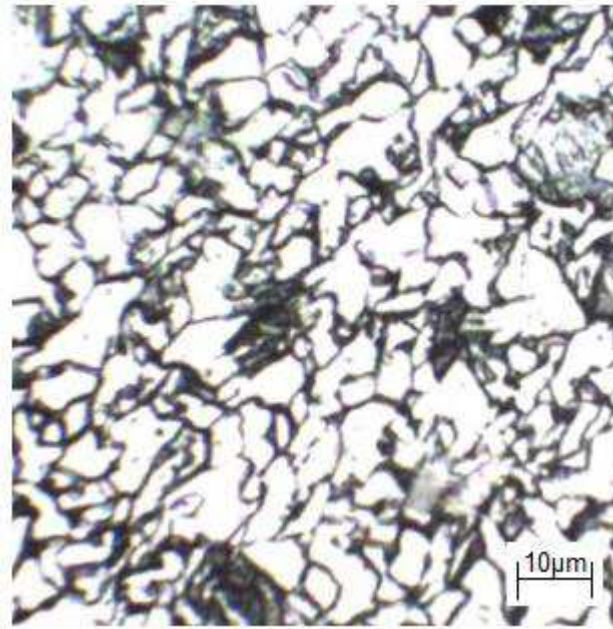


Figura 30 - Aspecto micrográfico da ZTA, aumento de 600x.

Na transição do MB para a ZTA parece ter ocorrido uma diminuição do tamanho dos grãos em relação aos tamanhos observados no MB. Alguns processos de soldagem mostram uma diminuição no tamanho de grão no início da ZTA. Isto pode ocorrer devido à diferença de temperaturas atingidas ao longo do cordão de solda durante o processo (ASM Handbook, 1993). A Fig. 31 mostra a imagem micrográfica referente à ZF da junta soldada.

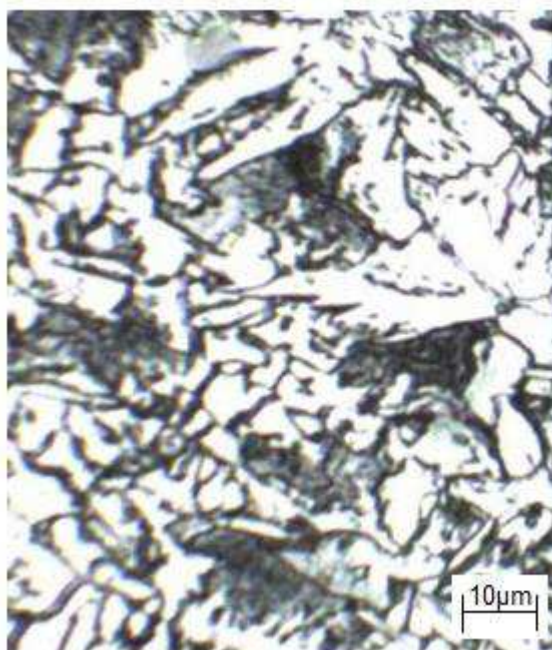


Figura 31 - Aspecto micrográfico da ZF, aumento de 600x.

A ZF apresentou geometria de grão mais heterogênea e acicular, tipicamente de uma microestrutura gerada por resfriamento rápido. Com velocidade de resfriamento mais alta, perlita e ferrita de geometria mais acicular são formadas. A transformação se inicia a temperaturas cada vez menores e, como resultado da maior taxa de nucleação e a menor velocidade de difusão do carbono, a microestrutura se torna cada vez mais fina. Esta modificação da estrutura endurece e aumenta o limite de escoamento do aço (Modenesi et. al., 2012).

3.1.2. Microscopia Eletrônica de Varredura – MEV

As Figuras de 32 a 34, 36 e 37 representam todos os resultados obtidos por MEV operando no modo de elétrons secundários (SE), para o MB, ZTA e ZF da amostra, respectivamente.

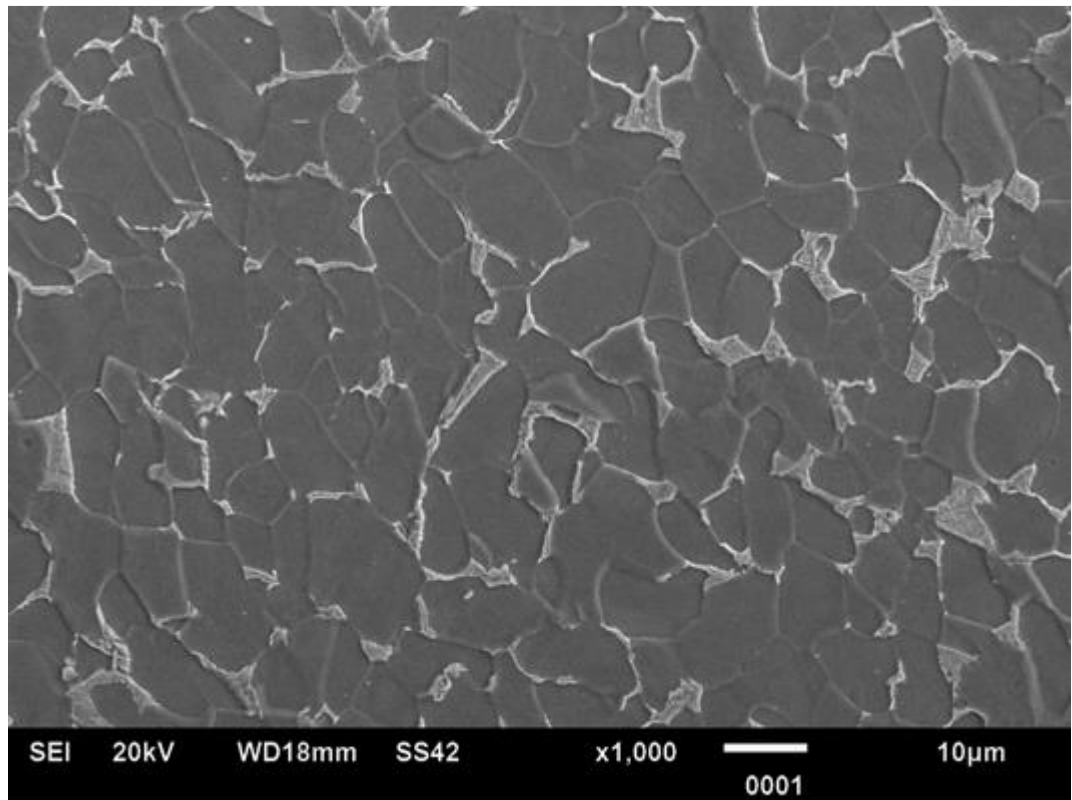


Figura 32 - Micrografia do MB, aumento de 1000x.

Observou-se a presença uma matriz de ferrita (grãos de tonalidade cinza escuro) com a presença de uma quantidade menor de perlita (grãos de tonalidade mais clara, com estrutura lamelar) no MB, tal como já havia sido observado pela microscopia óptica. A Fig. 33, com aumento de 5000x, mostra mais claramente o aspecto lamelar da perlita.

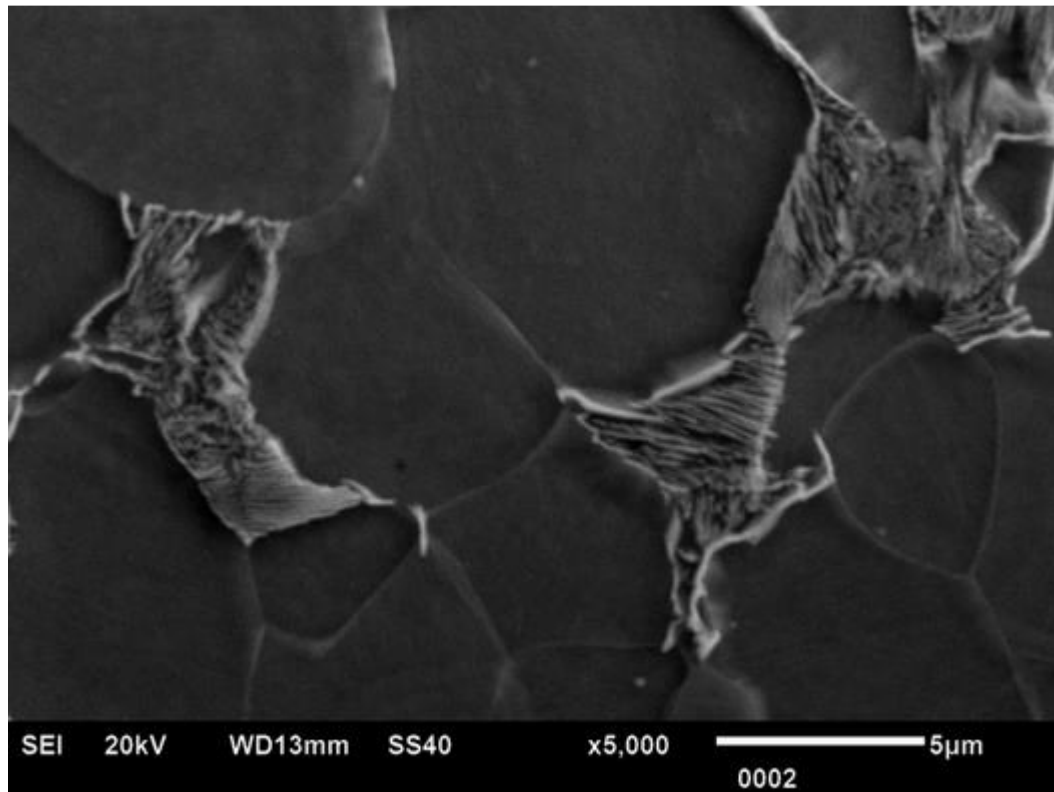


Figura 33 - Micrografia do MB, aumento de 5000x. Detalhe: Grãos de perlita de aspecto lamelar.

O aspecto microestrutural da ZTA (Fig. 34) mostra uma diminuição no tamanho dos grãos quando comparados aos observados no MB (Fig. 32), entretanto, os tipos de grãos e fases presentes são os mesmos. Esta diminuição no tamanho dos grãos é típica do início das ZTA's (região *a*, Fig. 35). Aços com baixo teor de carbono trabalhados a frio e soldados apresentam uma ZTA cuja microestrutura é composta por uma região de recristalização, com grãos menores e em maior quantidade, e uma região de granulação grosseira, onde houve crescimento dos grãos mais próximos à ZF, como mostrado na Fig. 35 (Modenesi et al., 2012). Esta análise é apenas qualitativa, uma vez que seriam necessárias medidas quantitativas de tamanho de grão (estereologia quantitativa) para uma avaliação mais precisa nesta diminuição do tamanho de grãos ocorrida. Esta diminuição do tamanho de grãos na ZTA também já havia sido observada pela microscopia óptica (item 3.1.1).

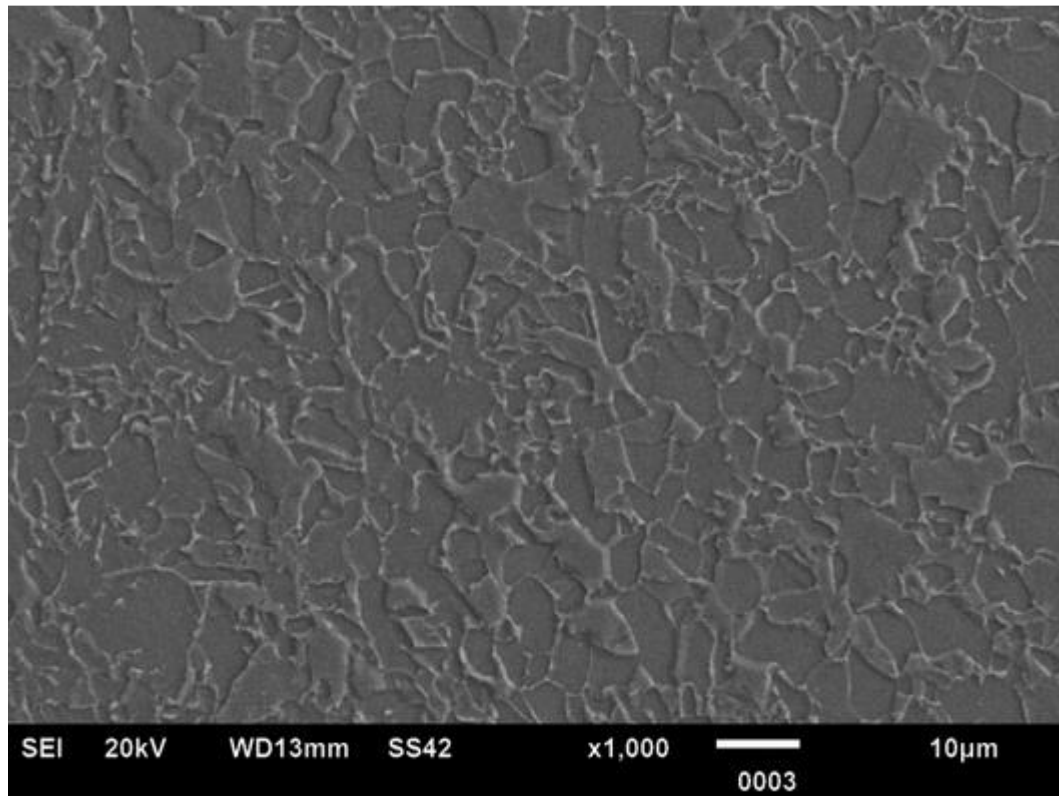


Figura 34 - Micrografia da ZTA, região de cristalização, aumento de 1000x.

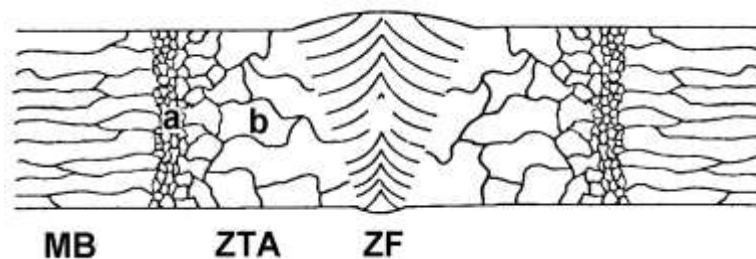


Figura 35 – Representação esquemática da solda em ligas encruadas. (a) Região de recristalização e (b) região de granulação grosseira da ZTA (Modenesi et al., 2012).

A Fig. 36 exemplifica os resultados obtidos para a ZF e mostra uma microestrutura tipicamente mais acicular, isto é, com grãos em forma de agulha oriundos de um processo de solidificação mais rápido. Segundo Modenesi, et al. (2012), à medida que a velocidade de resfriamento é aumentada, as transformações tendem a se afastar do equilíbrio e a granulação se torna mais fina. Aparentemente as fases presentes são as mesmas do MB e da ZTA (ferrita e perlita). Este aço não possui teor de carbono (vide resultado da análise química quantitativa no item 3.1.3)

que o classifique como temperável, o que corrobora para que a afirmação de que as fases presentes na ZF sejam as mesmas do MB e da ZTA.

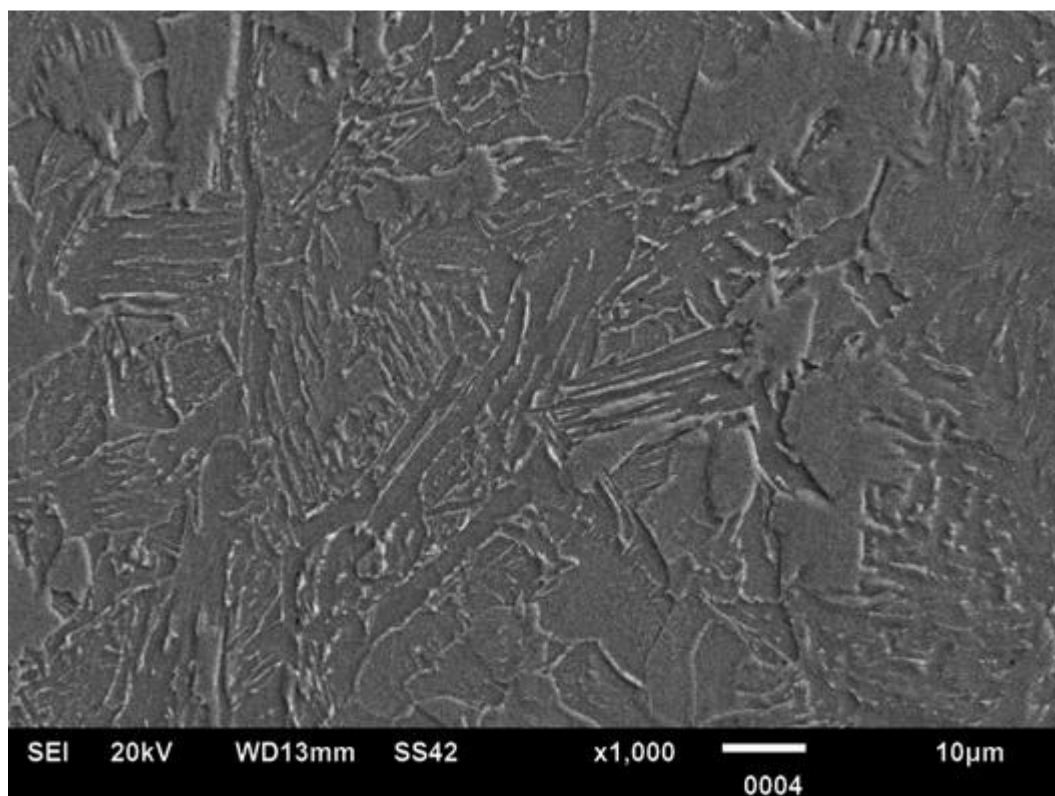


Figura 36 - Micrografia da ZF, aumento de 1000x.

A Fig. 37 mostra em detalhe, com um aumento de 5000x, o aspecto microestrutural da ZF.

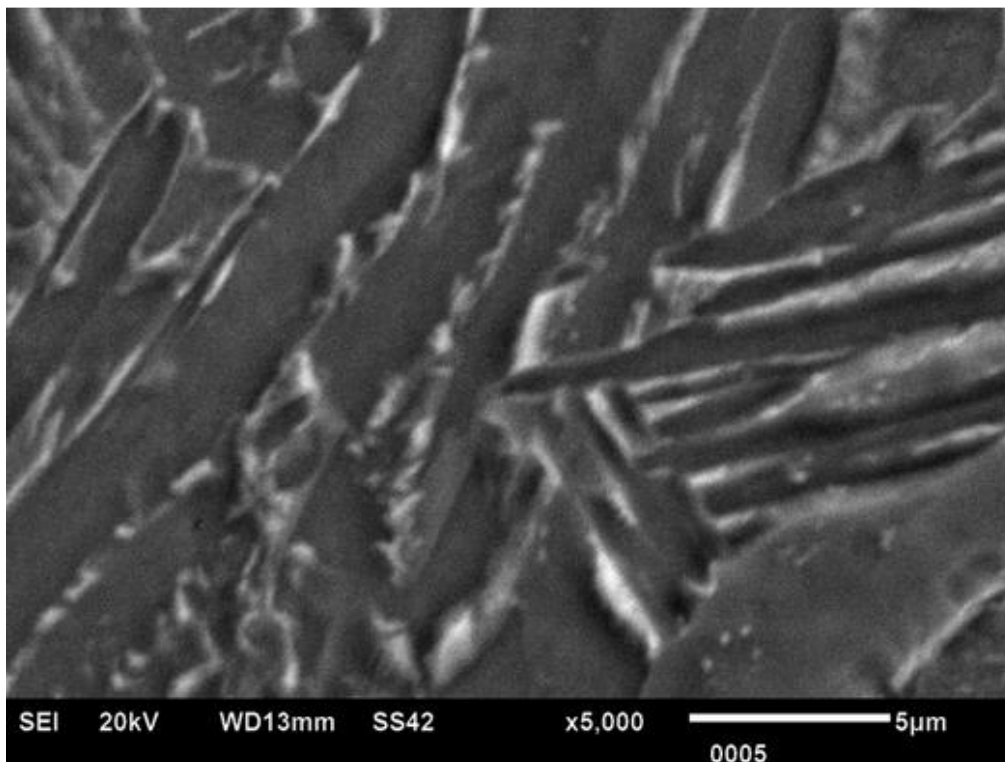


Figura 37 - Micrografia da ZF, aumento de 5000x. A fase mais escura é a ferrita e a mais clara, a cementita. O aspecto acicular das fases presentes é típico do resfriamento rápido da ZF.

3.1.3. Análise Química Quantitativa

O resultado da análise química quantitativa da amostra é mostrado na Fig. 38.

Tipo de Ensaio:		Análise do Carbono e Enxofre	
Elementos	C	S	
	%	%	
Resultados Obtidos	0,12	0,005	
NA = Não analisado	ND = Não detectado		

Figura 38 – Resultado da análise química quantitativa do material.

As quantidades de carbono e enxofre confirmaram a composição química esperada para o material do tubo em termos destes elementos. O material é um aço carbono SAE/AISI 1012.

3.2. Ensaio de tensões residuais

As tensões máximas encontradas em cada ponto de medição serão apresentadas, na sequência. Conforme dito anteriormente, foram feitos quatorze ensaios. Dois deles foram descartados devido a erros durante a operação do equipamento. Assim, foram considerados os resultados referentes a doze ensaios: oito realizados nas dobras do tubo, dois nas linhas de centro de duas faces, um próximo à ZTA da junta soldada e um na ZF da junta soldada (Fig. 22). Os resultados exemplificados a seguir (gráficos, imagens, etc.) são referentes à posição onde foi encontrado o maior valor de tensão residual entre todos os testes realizados (3A – posição 3, dobra A).

3.2.1. O posicionamento da amostra

Durante os ensaios, devido à dificuldade de posicionamento do tubo para a medição nas dobras, foi definido que a profundidade para cada furo seria de 1 mm, dividida em vinte passes de 0,05 mm. Assim, para cada incremento de profundidade, obteve-se um valor de tensão residual máxima calculado a partir das deformações medidas.

3.2.2. Deformações

O *software* utilizado para o cálculo das tensões residuais a partir dos dados de deformação medidos foi o *EVAL* (SINT TECHNOLOGY, 2015). Inicialmente, ao inserir os dados de deformação medidos pelos três extensômetros, o *software*

fornece o gráfico *deformação* ($\times 10^{-6}$) *x* *profundidade* (mm), exemplificado na Fig. 39. O *software* possui a opção de interpolação dos dados, que foi utilizada em todos os gráficos obtidos. Devido a isso, todos os valores de profundidade no eixo das abscissas começam com 0,062 mm e aumentam de um incremento de 0,125 mm.

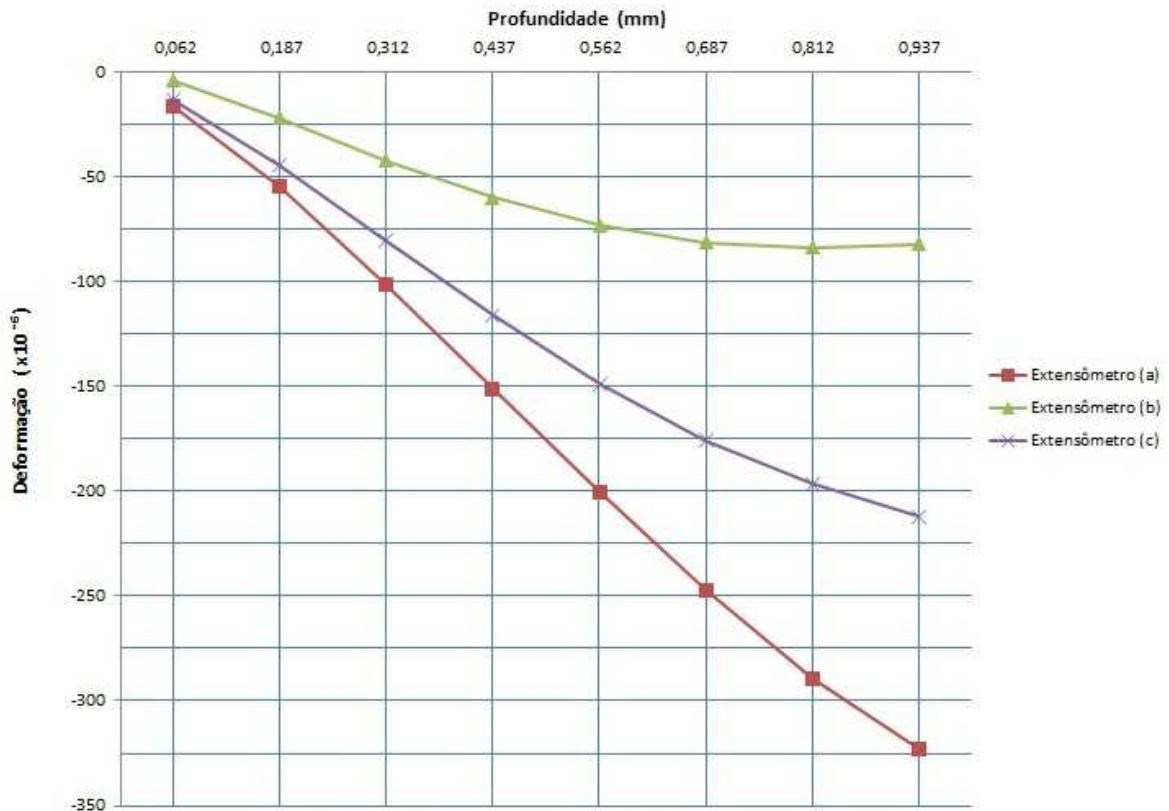


Figura 39 – Gráfico *microdeformação x profundidade* obtido pela medição das deformações na posição 3A (dobra A).

Todas as deformações encontradas nos ensaios válidos apresentaram valores negativos.

3.2.3. Distribuição das tensões

De acordo com a norma ASTM E837-08, é necessário verificar se o campo de tensões presente no material é uniforme ou não.

Assim, inicialmente foi necessário classificar a peça de trabalho de acordo com a sua espessura, isto é, como fina ($e < 0,4 D_m$) ou grossa ($e > 1,2 D_m$). Como o diâmetro médio (D_m) da roseta era de 5,13 mm e a espessura da peça de 6,3 mm, ela foi classificada como grossa.

Em seguida, foram calculados os valores de p , q e t , que são combinações dos valores das deformações medidas pelos extensômetros a , b e c da roseta. Os cálculos foram feitos segundo as equações (A), (B) e (C) (ASTM E837-08, 2008).

$$p = (\varepsilon_c + \varepsilon_a)/2 \quad (\text{A})$$

$$q = (\varepsilon_c - \varepsilon_a)/2 \quad (\text{B})$$

$$t = (\varepsilon_c + \varepsilon_a - 2\varepsilon_b)/2 \quad (\text{C})$$

Foi identificado o conjunto de deformações combinadas q ou t que apresentou o maior valor absoluto. Cada conjunto de deformações combinadas p e o maior entre q ou t foram expressos como um percentual de seus valores no ponto de maior profundidade. Em seguida foram construídos gráficos dessas deformações percentuais x profundidade do furo/diâmetro médio da roseta. A princípio, sabia-se que esses gráficos deveriam apresentar curvas muito próximas às curvas apresentadas na Fig. 40 caso as tensões presentes no material fossem uniformes. Os dados que apresentassem algum desvio significativo em relação a essas curvas (algo maior do que $\pm 3\%$) indicariam a presença de tensões não uniformes relevantes ao longo da espessura do material ou erros nas medidas das deformações. A norma ASTM E837-08 diz que valores de profundidade do furo até 0,4 mm são suficientes para determinar o tipo de distribuição de tensão.

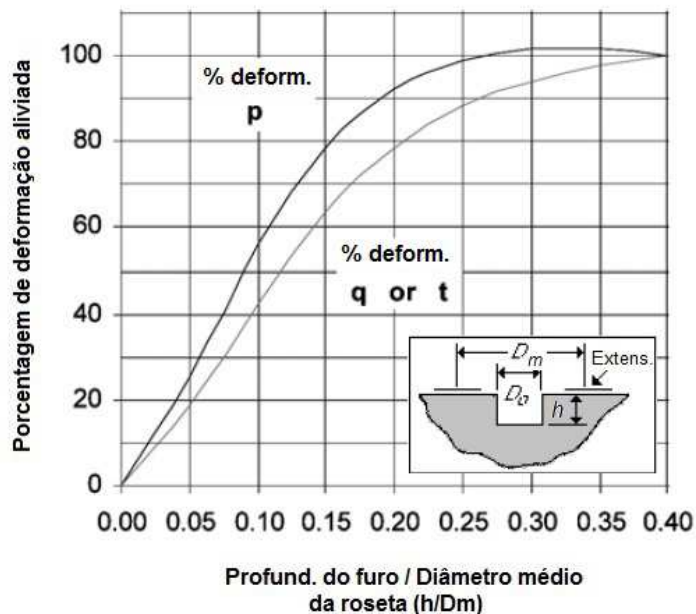


Figura 40 - Verificação do tipo de distribuição de tensões para rosetas do tipo B (ASTM E837, 2008).

O *software* EVAL fez essa verificação e mostrou o resultado, exemplificado pelos gráficos da Fig. 41 (posição 3A do tubo, conforme Fig. 22).

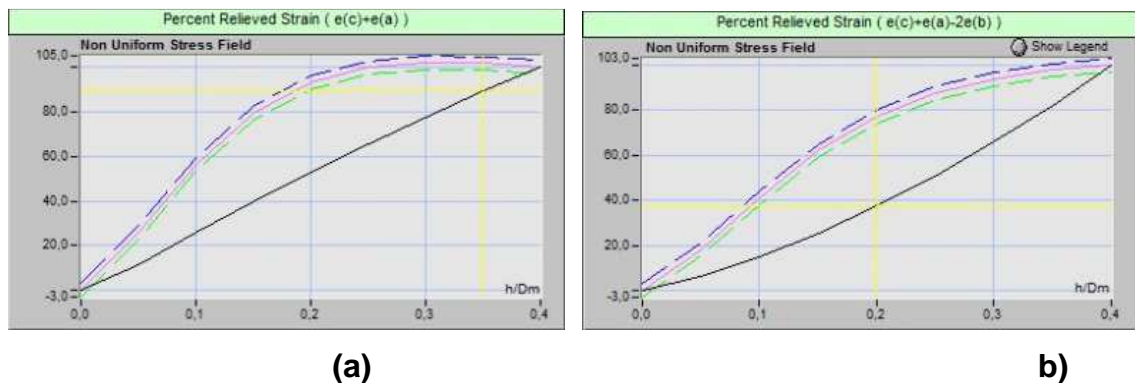


Figura 41 – Verificação do tipo de distribuição de tensões presente na posição 3A do tubo. (a) Curva relativa a p e (b) curva relativa a t .

As curvas pretas das Fig. 41 (a) e (b) representam o resultado obtido segundo as medições de deformação. As curvas rosas mostram as posições ideais de referência segundo a distribuição de tensões uniformes. As curvas pontilhadas azuis e verdes, são os limites máximo e mínimo toleráveis para o campo uniforme, respectivamente. Como as curvas obtidas a partir das deformações medidas (curvas pretas) estavam afastadas das curvas de referência para o campo uniforme (curvas rosas), concluiu-se que a distribuição de tensões na posição medida não era uniforme. Resultados semelhantes foram obtidos para todos os ensaios feitos na peça.

3.2.4. Cálculo das tensões

O *software* EVAL permite utilizar três métodos de cálculo para o caso de distribuição de tensões não uniformes, conforme já citados:

- Método de cálculo de tensões não uniformes de acordo com a norma ASTM E837-08;
- Método Integral;

- Método de Kockelmann.

O método de cálculo baseado na norma ASTM E837-08 diz que o furo deve ter uma profundidade de 2 mm e que no primeiro milímetro devem ser executados 20 passes de 0,05 mm (SINT TECHNOLOGY, 2015). Como o experimento foi feito em profundidades de 1 mm devido à limitações de posicionamento da amostra, esse método foi descartado. Quando aplicado, o *software* mostrava uma mensagem dizendo que o número de dados era insuficiente. Já o método de Kockelmann, só poderia ser utilizado em casos onde o diâmetro médio da roseta (D_m) dividido pelo diâmetro do furo (D_0) fosse igual a 3, o que não ocorreu para o tipo de roseta e de fresa utilizados. Por não apresentar inicialmente nenhuma restrição ou limitação, o método escolhido foi o método Integral.

Para cada passe, foram medidas as deformações nos três extensômetros e foram calculadas as tensões principais e o ângulo em que elas ocorreram. Como já foi dito, não foram utilizados os vinte passes de 0,05 mm para os resultados mas sim uma interpolação otimizada dos mesmos com um incremento de 0,125 mm. Assim, para cada posição medida, o *software* apresentou o gráfico das tensões máximas, semelhante ao mostrado na Fig. 42 para o experimento realizado na posição 3A, e as informações referentes à direção das tensões principais, como mostrado na Fig. 43.

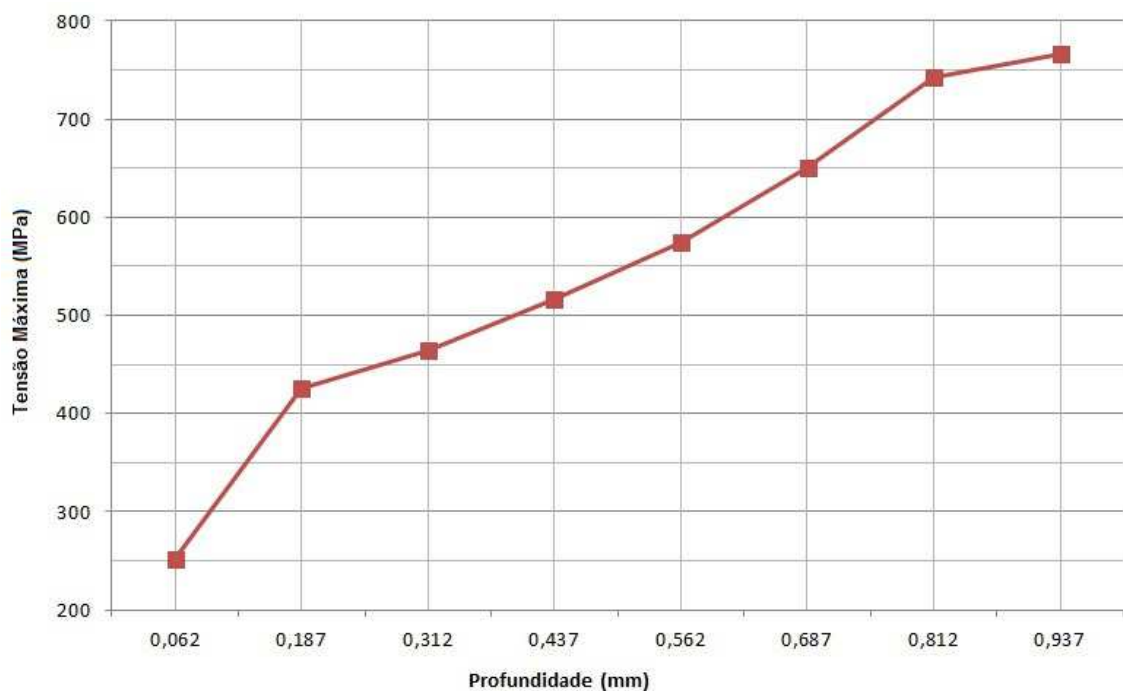


Figura 42 – Gráfico *tensão máxima x profundidade* referente ao ensaio na posição 3A.

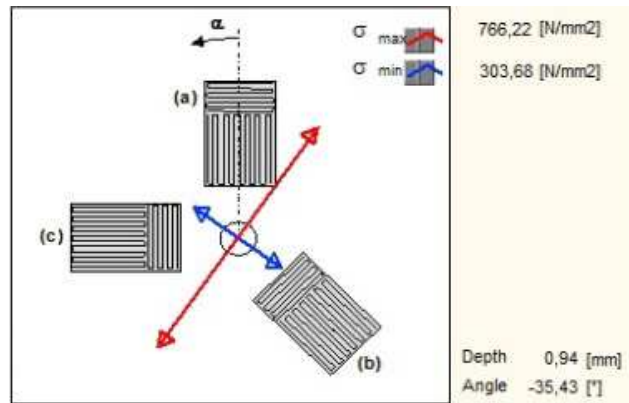


Figura 43 – Informações referentes à tensão máxima presente na posição 3A na profundidade de 0,94 mm.

Os resultados do gráfico apresentado na Fig. 42 mostram valores de tensão máxima maiores que o limite de escoamento considerado para o material (~310 MPa). Esses altos valores de tensão foram obtidos para a maioria das posições escolhidas, conforme será mostrado. Segundo a norma ASTM E837, valores superiores a 50% do Limite de Escoamento do material indicam a ocorrência de deformações plásticas localizadas. Por se tratarem de deformações plásticas, implicariam na invalidade dos cálculos, uma vez que esses foram realizados tomando como base a teoria linear elástica. A literatura sugere meios de corrigir o efeito da plasticidade e obter valores mais próximos dos que realmente estão presentes no material através de um algoritmo ou de um tipo especial de roseta, composta por 4 extensômetros (Peres, 2014), porém nesse trabalho não será tratado esse assunto. É importante enfatizar que existem diversas variáveis que podem afetar os resultados, seja na preparação, realização ou análise do ensaio (Peres, 2014).

Na Fig. 43 é possível visualizar as direções das tensões principais para uma determinada profundidade. Para a profundidade do furo igual a 0,94 mm, obteve-se uma tensão máxima (vetor vermelho) de 766,22 MPa e uma tensão mínima (vetor azul) de 303,68 MPa. O ângulo que ocorre a tensão máxima é de 35,43° no sentido horário a partir do extensômetro a. Como a posição de colagem dos extensômetros

é conhecida, foi possível descobrir quais são as direções das tensões máximas presentes em cada posição.

A Tab. 04 mostra o maior valor de tensão máxima encontrado para cada furo, isto é, para cada posição analisada conforme Fig. 22, a profundidade que ela ocorreu e o ângulo desta tensão com o eixo longitudinal do tubo. Os resultados de tensão residual abordados na sequência referem-se à tensão principal máxima, justamente por permitir avaliar as condições mais críticas de tensão residual que a peça pode ser submetida em serviço. Conforme já dito, as posições 2A e 3B não foram mostradas, pois houveram erros durante a realização dos ensaios onde não foi possível obter resultados.

Local	Posição	Tensão máxima (MPa)	Profundidade (mm)	Ângulo (em relação à horizontal)
Dobra A	1A	539,94	0,812	11°
	2A	-	-	-
	3A	766,23	0,937	10°
	4A	604,80	0,937	5°
Dobra B	1B	543,32	0,937	-11°
	2B	692,21	0,812	5°
	3B	-	-	-
	4B	533,18	0,812	- 7 °
Linha de centro C	1C	400,34	0,937	- 7°
Dobra D	1D	295,76	0,687	9°
Dobra E	1E	441,32	0,937	- 14°
Linha de	1F	380,25	0,687	10°

centro F				
Junta soldada	1G	511,02	0,937	- 2°
	2G	607,21	0,937	- 6°

Tabela 04 – Tensões residuais máximas para cada posição.

A partir dos valores da Tab. 05 é possível visualizar a direção e os valores das tensões máximas em cada posição medida, como mostrado na Fig. 44.

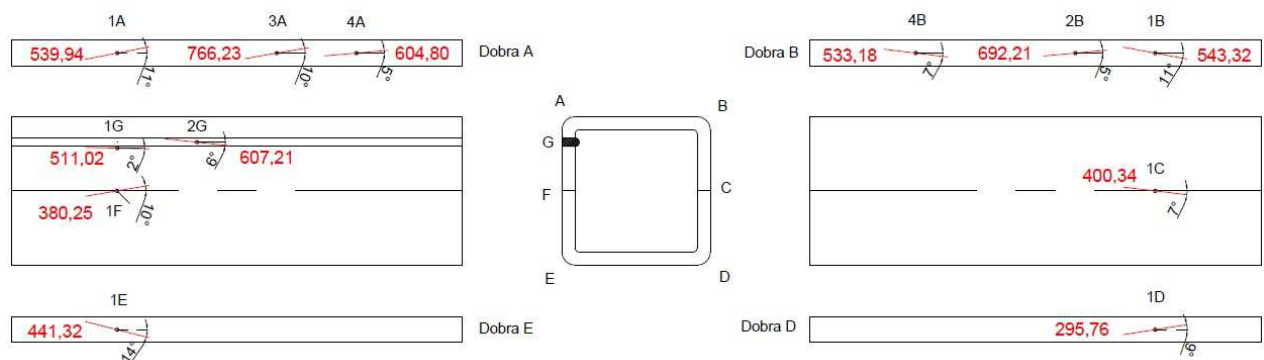


Figura 44 – Valores (em MPa) e direções das tensões máximas residuais medidas.

A Fig. 44 mostra, em vermelho, os valores das tensões residuais máximas medidas em cada posição e suas respectivas direções. Os ângulos mostram as orientações dessas tensões em relação à linha de centro dos furos (longitudinal em relação ao tubo).

A Fig. 45 mostra o perfil de tensões encontrado no tubo para a seção transversal da posição 1.

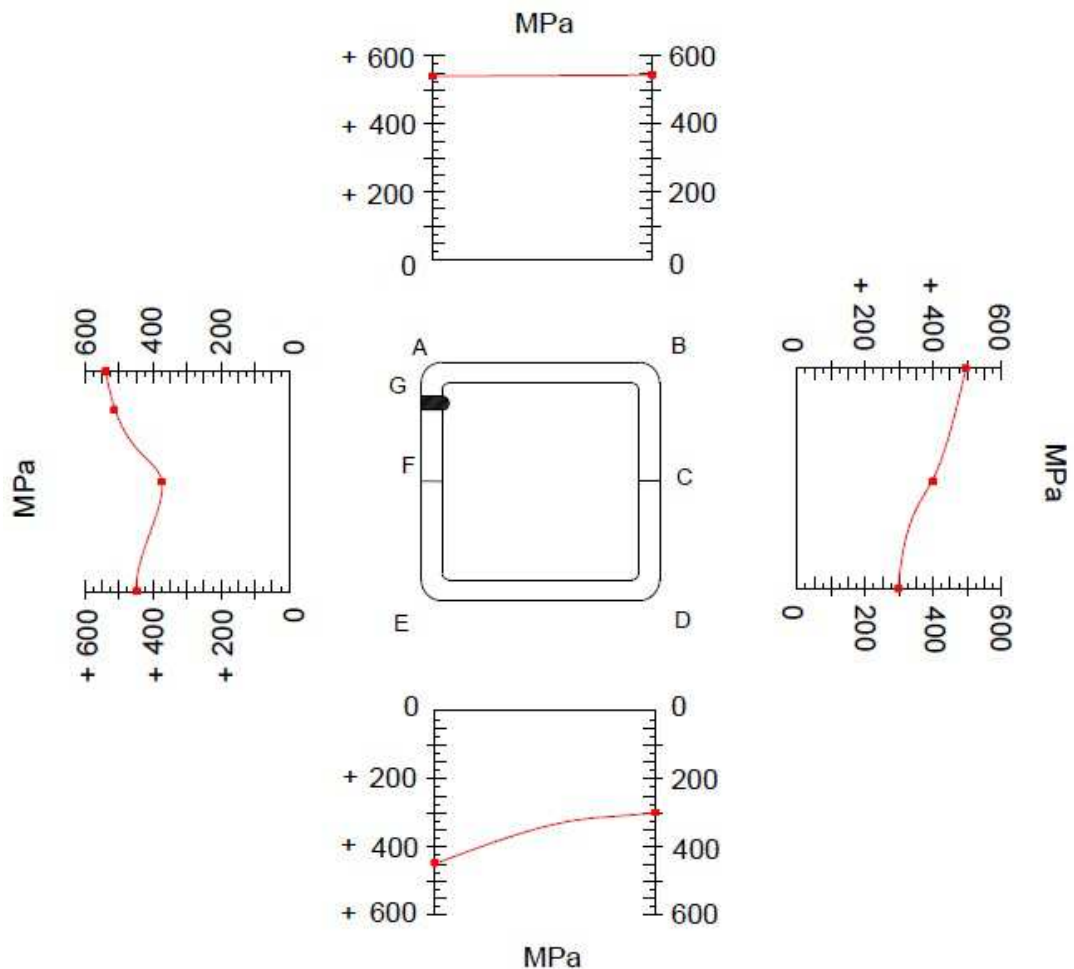


Figura 45 – Perfil de tensões residuais encontrado na seção transversal 1.

Analisando os dados, percebe-se que as maiores tensões residuais presentes no tubo são trativas e que a defasagem média em relação à horizontal (eixo longitudinal) é de aproximadamente 8° . Sendo assim, essas tensões podem ser classificadas como longitudinais (ocorrem ao longo do comprimento do tubo). Além disso, observou-se também que os maiores valores ocorreram na profundidade do furo, próximo a 1 mm. Segundo Soares (2003), à medida que a profundidade da usinagem aumenta, a tensão máxima aumenta e o ponto no qual esta tensão ocorre desloca-se ligeiramente para o interior do furo.

Dentre as tensões máximas mostradas na Fig. 44, os maiores valores ocorreram na posição 3A e 2B, próximas ao centro do tubo (766,23 e 692,21 MPa, respectivamente). Estes valores mais elevados podem ser atribuídos ao fato dos furos estarem mais afastados das extremidades, onde houve operação de corte e, portanto, alívio de tensões. Além disso, é possível verificar maiores valores de tensão na dobra A, o que pode ser devido à sua proximidade com a junta soldada,

havendo a hipótese de sobreposição das tensões residuais provenientes do processo de soldagem e daquelas provenientes do processo de dobramento.

Comparando as tensões residuais da posição 1 das quatro dobras, as tensões da dobra A e B possuem valores muito próximos (539,94 e 543,32 MPa, respectivamente) e o menor valor de tensão ocorre na dobra D (295,76 MPa). Acredita-se que esse baixo valor seja pelo fato da dobra estar localizada no lado oposto ao da solda.

Os valores de tensão nas linhas de centro C e F também foram próximos (400,34 e 380,25 MPa, respectivamente). A hipótese é que os valores de tensão próximos aos centros das faces do tubo sejam semelhantes.

Os valores de tensão residual próximo à ZTA (1G) e na ZF (2G) foram de 511,02 e 607,21 MPa, respectivamente. O segundo valor é mais alto que o primeiro por estar localizado mais próximo ao centro do tubo e na ZF. Geralmente, a distribuição de tensão longitudinal em uma junta soldada possui maiores valores no centro do cordão de solda, ou seja, na ZF (ver Fig. 9b) (Colegrove et al., 2009). Outro fato que justificaria um maior valor de tensão na ZF é a sua microestrutura mais acicular, típica de solidificação por resfriamento rápido, com os grãos atuando como concentradores de tensão (Campos, 2015). O valor de tensão da posição 1G encontrado foi superior aos das dobras 1E e 1D. Esse fato pode ser explicado pelo fato da junta soldada estar localizada próxima a um concentrador de tensões (dobra A).

3.2.5. Análise do nível das tensões

O nível de tensões encontrado foi muito alto, a maioria foi maior que o valor considerado como limite de ruptura do material (~370 MPa). Se as tensões residuais presentes no material fossem dessa ordem, ocorreria o colapso do material, o que não foi observado. O diâmetro nominal da fresa utilizada foi de 1,60 mm. Ao final dos ensaios os diâmetros finais dos furos foram, em média, da ordem de 1,88 mm, indicando a possibilidade de ocorrência de altas tensões trativas nas regiões. A hipótese mais aceitável que explica esse alto nível de tensões encontrado durante os ensaios é a de que tenham ocorridos erros significativos durante as medições. Além disso, os limites de escoamento e de ruptura considerados para o material foram valores teóricos, pois não foram realizados ensaios de caracterização que

permitissem a obtenção dos valores reais. Segundo Peres (2014), deformações plásticas concentradas na região do furo podem ter induzido o equipamento a leituras incorretas de deformação e conseqüentemente se traduzido em valores demasiadamente altos de tensão. A norma ASTM E837-08 diz que valores muito altos de tensões causados por deformações plásticas induzem a conclusões errôneas a respeito do nível real das tensões residuais do material. Os valores reais são na verdade muito inferiores aos adquiridos. Segundo Vangi e Ermini (2000), tensões medidas através da Norma ASTM E 837-08 podem ser superestimadas em 40% ou mais quando são encontrados valores maiores do que $0,5 \sigma_y$.

Os resultados apresentados na técnica de furo cego podem apresentar um erro de medida devido a fatores operacionais do ensaio que, segundo Grant e Lord (2002), estão na ordem de 10%. Considera-se este valor como sendo o valor mínimo de incerteza para esta técnica, levando-se em conta todos os fatores experimentais que levam a erros. Os erros ou discontinuidades que podem ter levado ao alto nível de tensões encontrado são:

- Erros nas medições das deformações: como já foi dito no ítem 3.2.3, as curvas do teste de verificação da uniformidade das tensões que apresentarem um desvio maior do que $\pm 3\%$ em relação às curvas presentes na Norma ASTM E837-08 podem indicar tanto tensões não uniformes quanto erros nas medidas das deformações;
- Excentricidade: a excentricidade entre a roseta e o furo pode introduzir erros significativos durante a avaliação das tensões residuais. O limite máximo aceitável segundo a norma ASTM E837-08 é de 0,025 mm (SINT TECHNOLOGY, 2015). O valor médio de excentricidade encontrado foi de 0,027 mm. Além disso, dos doze ensaios realizados, oito apresentaram valores de excentricidade maiores do que o valor limite estabelecido pela norma;
- Colagem das rosetas: Se o contato entre a roseta e a peça não for feito por completo, as medidas de deformação podem apresentar valores não condizentes com os reais. Assim, qualquer descolamento pontual da roseta pode acarretar medidas de deformação não coerentes;

- Contato entre a peça e o equipamento: o equipamento utilizado possui uma unidade eletrônica que controla a unidade óptica-mecânica e um *software* instalado no computador que o acompanha. A unidade eletrônica normalmente não apresenta nenhum atraso em relação ao contato com a peça, ou seja, quando a fresa ultrapassa a resina da roseta e entra em contato com a superfície do material, há um curto circuito e então o dispositivo eletrônico envia um sinal para o *software*, que realiza a parada da unidade perfuradora. O ponto em que ocorre o curto é considerado como o “zero” da profundidade, a partir do qual será iniciada a usinagem do furo. Durante a realização de alguns ensaios, a falta de contato entre a peça e o equipamento fez com que o *software* não realizasse a parada quando a fresa entrou em contato com a superfície do material e o ponto “zero” teve de ser determinado visualmente. Esse fato pode ter sido também um gerador de erros durante a leitura das deformações;
- Método de cálculo: O método utilizado para o cálculo das tensões foi o método Integral, que apresenta a maior sensibilidade a erros encontrados durante a medição das deformações, como já mencionado.

Além dos erros associados às medições, sabe-se que após a conformação mecânica a frio, onde o tubo de seção circular tornou-se tubo de seção quadrada, não houve tratamento térmico de alívio de tensões, o que pode ter contribuído também para um elevado nível de tensões. Campos (2015) mediu a dureza do tubo utilizado nesse trabalho e encontrou um valor de 236,34 HV para o metal de base. O valor de referência considerado para o material é de 108 HV. O alto valor obtido reitera a hipótese de que o alto grau de encruamento possa ter elevado o valor de dureza e, conseqüentemente, o nível de tensões do material.

Atualmente existem na literatura métodos que permitem corrigir os efeitos da plastificação gerada durante os ensaios de furo cego, porém, não foi encontrado nenhum que lidasse com níveis de tensão tão altos quanto os encontrados nesse trabalho. A maior tensão avaliada foi feita por Soares (2003), que propôs um estudo que avaliou os erros gerados ao se empregar a técnica no furo cego em

componentes submetidos a níveis de tensões residuais entre 0,3 e 0,9 σ_y , não ultrapassando o limite de escoamento do material.

Rocha et al. (2009) mediu as tensões residuais presentes em um aço AISI 1045 trefilado e encontrou níveis acima do limite de escoamento do material (~650 MPa), no entanto não apresentou um estudo para a correção dos efeitos da plastificação, apenas sugeriu o emprego de uma fresa de menor diâmetro.

CONCLUSÃO

O material do tubo submetido à caracterização metalúrgica através de técnicas de microscopia eletrônica de varredura e microscopia óptica mostrou indícios de ser um aço com baixo teor de carbono, composto basicamente de ferrita e perlita, corroborando com a especificação fornecida pelo fabricante e com o resultado da análise quantitativa obtido.

A junta soldada apresentou homogeneidade na combinação das fases ferrita (dúctil) e cementita (dura e resistente) e não apresentou defeitos que pudessem ser observados com a vista desarmada. A zona de fusão, em particular, apresentou grãos aciculares que podem fornecer pontos de concentração de tensões.

Os ensaios de tensão residual realizados foram inteiramente baseados na norma ASTM E837-08. Apesar do método do furo cego ter uma norma específica, ele está sujeito a uma série de detalhes de operação, principalmente durante a preparação da amostra, que podem conduzir a erros experimentais significativos.

O nível das tensões residuais encontrado neste trabalho apresentou-se muito alto, considerando-se as propriedades mecânicas para o aço SAE/AISI 1012, tal como o limite de escoamento de 310 MPa e limite de ruptura de 370 MPa, e foi capaz de introduzir deformações plásticas nas regiões medidas.

Acredita-se que a magnitude do campo de tensões residuais presente no tubo tenha sido alta devido aos concentradores de tensão (dobras e cordão de solda) associados aos processos de fabricação envolvidos e à falta de tratamento térmico para alívio de tensões após a última etapa do processo de fabricação. Além disso, a explicação para os valores elevados de tensão é a de que erros possam ter sido gerados antes e durante as medições e propagaram-se no cálculo das tensões pelo método Integral, fazendo com que os resultados obtidos ficassem acima do esperado para o material estudado. Alguns pesquisadores já quantificaram estes erros, podendo chegar a mais de 100% da tensão residual real apresentada pelo componente (Vangi & Ermini, 2000; Rocha et al., 2009).

Segundo Soares (2003), a avaliação de tensões residuais pelo método do furo cego, segundo a norma ASTM E837-08, possui restrições e não pode ser aplicada em qualquer situação. Uma delas diz respeito à magnitude e distribuição das tensões residuais presentes, uma vez que a introdução do furo pode causar um aumento no valor das tensões, acarretando no escoamento da borda do furo e

fazendo com que as premissas básicas usadas para determinar as equações tornem-se inválidas. Essas premissas são de que o material é linear elástico além de homogêneo e isotrópico. Neste caso, as tensões indicadas pela técnica não serão confiáveis.

A restrição total à presença de tensões que causam plastificação torna o método do furo cego inaplicável justamente nos casos de maior interesse, ou seja, o de tensões residuais mais elevadas. Portanto, é importante que esta faixa de utilização seja explorada e que ocorram pesquisas que avaliem campos de tensão acima do limite de escoamento do material, seja experimentalmente ou através de métodos numéricos.

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Realizar o ensaio de tensões residuais por outro método que não seja o do furo cego para comparação dos resultados e verificação dos valores reais de tensão presentes no tubo. O mais indicado é o método de difração de raios-X.
- Realizar o ensaio de tensões residuais pelo método do furo cego utilizando uma fresa de menor diâmetro. Rocha et al. (2009) optou pela utilização de uma fresa de diâmetro menor (0,8 mm) devido aos resultados apresentados pelas técnicas de difração de raios-X e furo cego não estarem coerentes. Esse procedimento minimizou os efeitos da plastificação na borda do furo e fez com que os resultados encontrados pelos dois métodos fossem similares. A desvantagem é que a profundidade do furo alcançada não ultrapassa 0,7 mm.
- Realizar o ensaio de tensões residuais em tubos de perfil quadrado sem costura para verificar o nível de influência do cordão de solda na distribuição de tensões do material.
- Fazer medições de tensões residuais no material após cada etapa do processo de fabricação do tubo para verificar a influência dos mesmos na distribuição de tensões residuais e aumentar a amostragem dos ensaios.
- Realizar tratamento térmico de alívio de tensões após o último processo de fabricação do tubo (conformação mecânica – perfil quadrado).

REFERÊNCIAS

ARAÚJO, A. H. M.; REQUENA, J. A. V.; MINCHILLO, D. G. V.; THOMAZ, S. A. M. Projeto, fabricação e montagem de estruturas com perfis tubulares. I CICOM, IV Seminário Internacional do uso de estruturas metálicas na construção civil, São Paulo, 2001.

ARMENDRO, B. N.; RIBEIRO, F. M. P.; FIORI, M. A. P. Tubos com e sem costura: breve histórico e principais processos produtivos. PMT2404 – Transformação Mecânica I – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo – Departamento de Engenharia Metalúrgica e Materiais – São Paulo, 2011.

ASTM – E837 08. Standard test method for determining residual stresses by the hole-drilling strain-gage method. ASTM – American Society for testing and Materials, 2008.

BOUCHARD, P. J.; WITHERS, P. J. Identification of residual stress length scales and their implications for fracture assessments. *International Journal of Fracture*, 2007.

BOUCHARD, P. J.; WITHERS, P. J.; McDONALD, S.; HENNAN, R. Quantification of creep cavitation damage mapping around a crack in a pressure vessel stainless steel. *Acta Materialia*, v. 52, 2004. p. 23-34.

BRANCO, C. M.; FERNANDES, A. A.; CASTRO, P. T. Fadiga de estruturas metálicas. Fundação Calouste Gulbenki, 2ª ed., 1999.

BRENSING, K. H.; SOMMER, B. Steel tube and pipe manufacturing process. Acessado em: 6 de novembro de 2014. Disponível em: http://www.smrw.de/downloads/steel_tube_and_pipe.pdf.

CALLISTER, W. D. *Materials science and engineering: an introduction*. John Wiley & Sons, 7th ed, Inc. 2007.

CAMPOS, P. K. Caracterização de tubos com costura de aço carbono utilizados para a construção civil. 2015. 85f. Projeto de Graduação – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2015.

COFIÑO, R. C. Análise das tensões residuais em uma junta soldada em condições overmatch. 2010. 82f. Trabalho de Conclusão de Curso – Centro Universitário da Faculdade de Engenharia Industrial (FEI), São Bernardo do Campo, 2010.

COLEGROVE, P.; IKEAGER, C.; THISTLETHWAITE, A.; WILLIAMS, S.; NAGY, T.; SUDER, W.; STENWER, A.; PIRLING, T. Welding processes impact on residual stress and distortion, Science and technology of welding and joining, v. 14, n. 8, 2009. p. 717-725.

CORDOVIL, F. C. S. Desenvolvimento de um dispositivo para simulação experimental de tensões residuais por carregamento mecânico. Dissertação de Mestrado, Santa Catarina, 2001. UFSC – Universidade Federal de Santa Catarina, 2001.

CULLITY, B. D. Elements of x-ray diffraction. Addison – Wesley Publishing Company, Inc., 1967.

CULLITY, B. D.; STOCK, S. R. Elements of x-ray diffractions. 3th ed. Prentice Hall, Cap. 1, p. 1; Cap. 15, p. 435-469. Upper Saddle River, NJ, 2001.

DALLY, J. W.; RILLEY, W. F. Experimental Stress Analysis. McGraw-Hill, 3rd ed., USA, 1991.

DIETER, G. E. Jr. Mechanical Metallurgy. International Student Edition, McGraw-Hill, 1961.

DONG, P. Residual stresses and distortions in welded structures: a perspective for engineering applications. Science and Technology of Welding and Joining, v. 10, n. 4, 2005. p. 389-398.

EEKHOUT, M. Tubular structures in architecture. In: CIDECT - International Committee for the Development and Study of Tubular Structures, Geneve, 1996.

GERKEN, F. S. Perfis tubulares: aspectos arquitetônicos e estruturais. Dissertação de Mestrado. Escola de Minas – Universidade Federal de Ouro Preto, 2003.

GERKEN, F. S. Projeto para estruturas em perfis tubulares. Tubo & Companhia, ano I, n. 4, 2005.

GERKEN, F. S.; RIBEIRO, L. F. L. Estruturas de perfis tubulares: visão sistêmica do processo de projeto. Em: II Congresso Internacional de Construção Metálica – II CICOM, São Paulo, SP, 2002.

GLICKSTEIN, S. S.; FREIDMAN, E. Characterization and modeling of the heat source. ASM HANDBOOK, ASM International, v. 6, Metals Park, Ohio, USA, 1993.

GONÇALVES, R. M.; DIAS, A. A.; MALITE, M.; NETO, J. M.; SÁLES, J. J. Segurança nas estruturas: teoria e exemplos. Escola de Engenharia de São Carlos – USP. Universidade de São Paulo, São Carlos, 2010.

GRANT, P.V.; LORD, J.D. An evaluation of four hole drilling analysis techniques with respect to non-uniform residual stress fields, National Physical Laboratory, United Kingdom, August, 2002.

HANK, V. Structural and residual stress analysis by non-destructive methods. Elsevier, 654p, 1997.

HIRSCH, T.; MACHADO, R.; CAMPOS, M. F. Tensões residuais em aços avaliados por difração de raios-x: diferença entre micro e macro tensões residuais. Em: III Workshop sobre textura, São Paulo, 2006. p. 115-131.

INTERNATIONAL SHIP AND OFFSHORE STRUCTURES CONGRESS – 17th ISSC Committee: Materials and fabrication technology, v. 2, Seoul, Korea, 2009. p. 137 – 200.

KING, A.; STEUWER, A.; WOODWARD, C.; WITHERS, P. J. Effects of fatigue and fretting on residual stresses introduced by laser shock peening. *Materials Science and Engineering A*, v. 435, n. 6, 2006. p. 12-18.

KOBAYASHI, A. S. Handbook of experimental mechanics. SEM – Society for Experimental Mechanics, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, NJ, USA, 1993.

LEGGATT, R. H. Residual stresses in welded structures. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 85, Cambridge, UK, 2008. p. 144-151.

LINNERT, G. E. Welding metallurgy. American Welding Society, v. 1, 4th ed., Miami, 1994.

LU, J. Handbook of measurement of residual stresses. SEM – Society for Experimental Mechanics, The Fairmont Press, Lilburn, G. A., USA, 154p, 1996.

MACKERLE, J. Finite element analysis and simulation of welding: a bibliography (1976 – 1996). *Modeling and Simulation in Materials Science and Engineering*, v. 4, 1996. p. 501-533.

MARQUES, P. V.; MODENESI, P. J.; BRACARENSE, A. Q. Soldagem, fundamentos e tecnologia, UFMG ed., Belo Horizonte, 2005.

MASUBUCHI, K. Residual stress and distortion in welds. *Encyclopedia of Materials: Science and Technology*, KHJ Buschow ed, Oxford Elsevier, 2003.

MATWEB. Acessado em: 4 de Janeiro de 2015. Disponível em: <http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=b58ee61a3745453a9232f7864abba74f>.

MENDANHA, F. O. Análise de ligações de perfis tubulares em aço do tipo K e KT. Ouro Preto, 2006. 112p. Dissertação de Mestrado – Escola de Minas, Universidade Federal de Ouro Preto, 2006.

METALS INTERNATIONAL LIMITED. Seamless Pipe - Metals International Limited. Acessado em: 20 de outubro de 2014. Disponível em: http://www.klsteel.com/sdp/229183/4/cp-1029276/0/Seamless_Pipe.html.

MOCHIZUKI, M. Control of welding residual stress for ensuring integrity against fatigue and stress-corrosion cracking. *Nuclear Engineering and Design*, v. 237, 2007. p. 107-123.

MODENESI, P. J. Efeitos mecânicos do ciclo térmico. DEEM – Universidade Federal de Minas Gerais, 2008.

MODENESI, P. J.; MARQUES, P. V.; SANTOS, D. B. Introdução à metalurgia da soldagem. DEEM – Universidade Federal de Minas Gerais, 2012.

MORI, T.; WITHERS, P. J. Residual stresses: interphase stresses. *Encyclopedia of Materials: Science and Technology*. KHJ Buschow ed, Oxford Elsevier, 2001.

NIKITIN, I.; SCHOLTES, B.; MAIER, H. J.; ALTENBERGER, I. High temperature fatigue behavior and residual stress stability of laser-shock peened and deep rolled austenitic steel AISI 304. *Scripta Materialia*, v. 50, 2004. p. 1345-1350.

NOYAN, I. C.; COHEN, J. B. Residual stress – measurement by diffraction and Interpretation. Springer Verlag, New York, USA, 1987.

OKIMURA, T.; TANIGUAHI, C. Engenharia de soldagem e aplicações. LTC, cap. 5, 1982.

PATCHETT, B. M. Control of microstructure and mechanical properties in SA and GMA weld metals. In *Proceedings of the International Symposium on Welding Metallurgy of Structural Steels*, Denver, Colorado, USA, 1987. p. 189–199.

PERES, R. A. Análise de tensões residuais através do método do furo cego em *blanks* de aço ARBL microligados ao Nb soldados pelo processo laser a gás de CO₂.

Trabalho de Conclusão de Curso. Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, Universidade Federal Fluminense, Volta Redonda, 2014.

PERINI, R. O uso de raios-x para determinação da tensão residual induzida pelo processo de roleteamento de uma camisa de cilindro de motor diesel. Dissertação de Mestrado. Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, São Paulo, SP, 2008.

ROCHA, A.S.; NUNES, R.M.; HIRSCH, T.K. Comparação entre difração de raios X e método do furo cego para medição de tensões residuais em barras cilíndricas. Revista Matéria, v. 14, n. 3, 2009. p. 965– 976.

RODAKOSKI, M. R. Medição de Tensões Residuais com Holografia Eletrônica. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina – UFSC 1997;

RODRIGUES, L. D. Medição de tensões residuais em tubos visando a determinação de esforços em dutos enterrados. Rio de Janeiro, 2007. 155p. Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2007.

SAHIN, S.; TOPARLI, M.; OZDEMIR, I.; SASAKI, S. Modelled and measured residual stresses in a biomaterial joint. Journal of Materials Processing Technology, v. 132, 2003. p. 235-241.

SCHAJER, G. S. Application of finite element calculation to residual stress measurements. Journal of Engineering Materials and Technology, v. 103, 1981. p. 157-163.

SCHAJER, G. S. Measurement of non-uniform residual stresses using the hole-drilling method (part I & II). Journal of Engineering and Materials Technology, v. 103, 1988. p. 338-349.

SINT TECHNOLOGY. Restan – MTS3000 Manual. System for measuring residual stress by the hole-drilling method – EVAL software back calculation manual, 2015. Disponível em: www.sinttechnology.com . Consultado em: 24 de fevereiro de 2015.

SINT TECHNOLOGY. Restan – MTS3000 Manual. System for measuring residual stress by the hole-drilling method – RSM software operating and maintenance manual, 2015. Disponível em: www.sintechnology.com . Consultado em: 09 de fevereiro de 2015.

SOARES, A. C. Avaliação dos efeitos da plasticidade na medição de tensões residuais pela técnica do furo cego. Rio de Janeiro, 2003. 236p. Tese de Doutorado – Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2003.

SOUSA, D. A. Determinação de tensões residuais em materiais metálicos por meio de ensaio de dureza. São João Del Rei. Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de São João Del Rei, 2012.

SUTERIO, R. Medição de tensões residuais por indentação associada à holografia eletrônica. Florianópolis, 2005. 143p. Tese de Doutorado. UFSC - Universidade Federal de Santa Catarina, 2005.

TENG, T.; CHANG, P. Three-dimensional thermomechanical analysis of circumferentially welded thin-walled pipes. International Journal Pressure Vessels Piping, v. 75, 1998. p. 237-247.

TUPER SA. Disponível em: www.tupersc.com.br. Acessado em 16 de Agosto de 2014.

VALLOUREC & MANNESMANN TUBES – Catálogos com informações técnicas – Tubos estruturais de seções circulares, quadradas e retangulares, 2002. Acessado em: 02 de Setembro de 2014. Disponível em: <http://www.vmtubes.com/jsp/epctrl.jsp?mod=vmtubes000019&cat=vmtubes000019&pri=vmtubes&lng=1>.

VANGI, D.; ERMINI, M. Plasticity effects in residual stress measurement by the hole drilling method. Strain, v. 36, n. 2, 2000. p. 55-59.

WANG, H. P. The alignment Error of the Hole-Drilling Method. *Experimental Mechanics*, January 1979. p. 23-27.

WEBSTER, G. A.; WIMPORY, R. C. Non-destructive measurement of residual stress by neutron diffraction. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 117, 2001. p. 395-399.

WITHERS, P. J. Residual stress and its role in failure. *Reports on Progress in Physics*, v. 70, 2007. p. 2211-2264.

WITHERS, P. J.; BHADSHIA, H. K. D. H. Residual stress I: measurements techniques. *Materials Science and Technology*, v. 17, 2001.

WITHERS, P. J.; BHADSHIA, H. K. D. H. Residual stress II: nature and origins. *Materials Science and Technology*, v. 17, 2001. p. 366-375.

WITHERS, P. J.; TURSKI, M.; EDWARDS, L.; BOUCHARD, P. J.; BUTTLE, D. J. Recent advances in residual stress measurement. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 85, 2008. p. 118-127.

YAGHI, A.; HYDE, T. H.; BECKER, A. A.; SUN, W.; WILLIAMS, J. A. Residual stress simulation in thin and thick-walled stainless steel pipe welds including pipe diameter effects. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 83, n. 11-12, 2006. p. 864-874.

YURIOKA, N. Physical metallurgy of steel weldability. *ISIJ International – The Iron and Steel Institute of Japan*, v. 10, n. 6, 2001. p. 566-571.

ZUCCARELLO, B.; SCAFIDI, M.; AJOVALASIT, A.; SANTUS, C.; BERTINI, L.; BEGHINI, M.; BERTELLI, L.; BENINCASA, A.; VALENTINI, E. The hole-drilling strain gage method for the measurement of uniform or non-uniform residual stresses. *Associazione Italiana per l'Analisi delle Sollecitazioni – Residual Stress working group*, Florence, July, 2010.