

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MINAS,
METALÚRGICA E DE MATERIAIS – PPGE3M

GUSTAVO CORDENONSI DA FONSECA

ESTUDO DAS TENSÕES RESIDUAIS EM TUBOS SOLDADOS POR FRICÇÃO
POR ANEL ROTATIVO

Porto Alegre

2021

GUSTAVO CORDENONSI DA FONSECA

ESTUDO DAS TENSÕES RESIDUAIS EM TUBOS SOLDADOS POR FRICÇÃO
POR ANEL ROTATIVO

Dissertação submetida ao Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais (PPGE3M) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia, modalidade Acadêmica.

Área de concentração: Ciência e Tecnologia dos Materiais

Orientador: Prof. Dr. Thomas Gabriel Rosauo Clarke

Porto Alegre

2021

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Reitor: Carlos André Bulhões Mendes

Vice-Reitor: Patricia Helena Lucas Pranke

ESCOLA DE ENGENHARIA

Diretor: Carla Schwengber ten Caten

Vice-Diretor: Afonso Reguly

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MINAS, METALÚRGICA
E DE MATERIAIS

Coordenador: Afonso Reguly

Vice Coordenador: Ricardo Augusto Cassel

CIP - Catalogação na Publicação

Cordenonsi da Fonseca, Gustavo
ESTUDO DAS TENSÕES RESIDUAIS EM TUBOS SOLDADOS POR
FRICÇÃO POR ANEL ROTATIVO / Gustavo Cordenonsi da
Fonseca. -- 2021.
99 f.
Orientador: Thomas Gabriel Rosauo Clarke.

Dissertação (Mestrado) -- Universidade Federal do
Rio Grande do Sul, Escola de Engenharia, Programa de
Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de
Materiais, Porto Alegre, BR-RS, 2021.

1. Soldagem por fricção. 2. Tensões residuais. 3.
Difração de Raios X. 4. Método do Contorno. I. Rosauo
Clarke, Thomas Gabriel, orient. II. Título.

Elaborada pelo Sistema de Geração Automática de Ficha Catalográfica da UFRGS com os
dados fornecidos pelo(a) autor(a).

GUSTAVO CORDENONSI DA FONSECA

ESTUDO DAS TENSÕES RESIDUAIS EM TUBOS SOLDADOS POR FRICÇÃO
POR ANEL ROTATIVO

Esta dissertação foi analisada e julgada adequada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração em Ciência e Tecnologia dos Materiais, e aprovado em sua forma final pelo Orientador e pela Bancada Examinadora designada pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais (PPGE3M) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Prof. Dr. Thomas Rosauo Clarke

Aprovado em: ____/____/____

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Fabiano Dornelles – IFRS-CAXIAS _____

Dr. Toni Roger Schifelhain de Lima – FAURGS _____

Dr. Carla Adriana Theis Soares Diehl – UFRGS _____

Dedico este trabalho à mulher que eu amo,
Juliana Steinbach; à minha família e aos
meus amigos.

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Thomas Gabriel Rousauro Clarke, pela orientação, suporte técnico e por me conceder a oportunidade da realização deste trabalho.

À minha amada Juliana Steinbach pela sua paciência e apoio durante a conclusão da pós-graduação.

Ao MSc. Eng. Diogo Trento Buzzatti pelos conselhos e apoio técnico durante o desenvolvimento deste trabalho.

Ao MSc. Eng. Igor Diehl e Dra. Eng. Carla Soares Diehl pelo apoio nas análises de difração de Raios X.

Ao MSc. Eng. Luís Kanan pelo suporte na área de simulação computacional.

Ao Eng. Márcio Medeiros Magalhães e Mateus Camilo pelo apoio na caracterização metalúrgica das juntas soldadas.

Ao MSc. Eng. Rafael Eugenio do Santos por todo seu apoio, conselhos e ideias que foram fundamentais para este trabalho.

Aos meus colegas do Laboratório de Metalurgia Física da UFRGS, em especial Diego, Guilherme, Nicole e Carla por participarem direta e indiretamente neste trabalho, me ajudando das mais diversas maneiras.

Agradeço aos meus pais e irmãos que sempre me incentivaram e me apoiaram de todas as formas possíveis sem medir esforços, tornando tudo possível.

RESUMO

Tubos de aço são utilizados para o transporte de petróleo e gás, que interligam áreas de produção, refinarias, portos e centros consumidores. Atualmente, para a união dos dutos são utilizados processos de soldagem convencionais por fusão, contudo, para reduzir custos e aumentar a produtividade, métodos alternativos de soldagem estão sendo pesquisados, como por exemplo os processos de soldagem por fricção. Frente a este cenário, um projeto entre UFRGS e Petrobras disponibilizou ao Laboratório de Metalurgia Física – LAMEF um equipamento capaz de realizar o processo de Soldagem de Tubos por Atrito com Anel Rotativo, denominado de MASF 1500. Este processo tem-se mostrado atraente por ser extremamente rápido, menos de 5 minutos, e por apresentar resultados promissores em termos de propriedades mecânicas. Dentro deste contexto este trabalho foi desenvolvido a partir de 3 amostras para as quais variou-se a taxa de carregamento aplicada durante a soldagem dos tubos API 5L grau B com anel API 5L X65. Com o intuito de avaliar o efeito do parâmetro taxa de carregamento sobre o estado de distribuição das tensões residuais na junta soldada, foi aplicado a técnica de difração de raios X (DRX) e método do contorno (MC). As propriedades mecânicas e metalúrgicas foram analisadas com ensaios de macrografia, micrografia, perfil de microdureza e microtração. Via método do contorno foi possível criar mapas 2D das tensões residuais normais ao plano de interesse. As tensões medidas por ensaio de difração de raios X e por método de contorno mostraram zonas trativas na zona afetada pelo calor (ZAC) do tubo com tensões compressivas nas zonas adjacentes a ela. Pelo MC a junta soldada com taxa de carregamento de 5kN/s apresentou as maiores tensões residuais trativas com magnitudes de até 201 MPa na ZAC e tensões residuais compressivas com magnitude de -134 MPa na zona adjacente a ZAC. Os ensaios de microdureza e microtração mostraram uma melhoria das propriedades mecânicas com o aumento da taxa de carregamento.

Palavras-chave: Soldagem por fricção; Tensões residuais, Difração de Raios X; Método do Contorno

ABSTRACT

Steel pipes are used in oil and gas transport, which interconnect production areas, refineries, ports and consumer centers. Currently, conventional fusion welding processes are used to join pipes, however, to reduce costs and increase productivity, alternative welding methods are being researched, such as friction welding processes. Faced with this scenario, a project between UFRGS and Petrobras provided the Physical Metallurgy Laboratory - LAMEF with equipment capable of carrying out the Friction Pipe Welding process with a Rotating Ring, called MASF 1500. This process has been attractive because it is extremely fast, less than 5 min., and for presenting promising results in terms of mechanical properties. Within this context, this work was developed from 3 samples for which the force rate applied during the welding of API 5L grade B pipes with API 5L X65 ring was varied. In order to evaluate the effect of this force rate parameter on the state of distribution of residual stresses in the welded joint, the X-ray diffraction technique (XRD) and the Contour Method (CM) were applied. The mechanical and metallurgical properties have been analyzed with macrograph, micrography, microhardness and microtensile tests. Using the Contour Method was possible to create 2D maps of the normal residual stresses at the plane of interest. The stresses measured by the X-ray diffraction and the Contour Method tests shown tractive zones in the ZAC of the tube with magnitudes and compressive stresses in the adjacent areas. By CM the welded joint with a force rate of 5kN / s presented as higher residual stresses with magnitudes up to 201 MPa in the ZAC and compressive residual stresses with magnitude of -134 MPa in the area adjacent to ZAC. The microhardness and microtensile tests showed an improvement in the mechanical properties with an increase in the force rate.

Keywords: Friction Welding; Residual Stress; X-ray Diffraction; Contour Method.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Processo de Solda por Fricção.	6
Figura 2 – Efeito da velocidade de rotação na relação entre taxa de queima e força axial.....	9
Figura 3 - Influência dos parâmetros de soldagem	11
Figura 4 - Variação de parâmetros durante o processo de soldagem Força de soldagem (F), Rotação (n), Torque (MT), comprimento de queima Δl , t = tempo de cada fase da soldagem e Temperatura (T).	12
Figura 5 - Configurações de CDFW	15
Figura 6 - Soldagem por fricção em tubos com anel intermediário rotativo.....	17
Figura 7 - Microdureza da solda por fricção com anel rotativo	19
Figura 8 - Microestrutura da solda por fricção de tubos e anel API 5L X65. Interface da solda (a), centro do anel (b)	19
Figura 9 - Superposição da tensão residual (σ_r) e tensão aplicada (σ_a).....	20
Figura 10 - interação entre a temperatura, microestrutura e deformação.	21
Figura 11 - Variação de tensão residual num componente ao longo de sua estrutura.	22
Figura 12 - Profundidade de penetração vs resolução para várias técnicas de medição de tensões residuais.	24
Figura 13 - Difração de raios X por planos paralelos.	25
Figura 14 - Difração de raios X por planos paralelos sem e com tensão.	26
Figura 15 - Curva da distância interplanar pelo ângulo ψ	27
Figura 16 - Princípio da superposição aplicado no método do contorno.....	28
Figura 17 - Processo de corte múltiplo para medição de tensões residuais em cilindros.	31
Figura 18 –Método do contorno sem momento fletor (a). Método do contorno com o momento fletor (b). Difração por nêutrons.....	32
Figura 19 - Medição da tensão residual por DRX. Tensão residual circunferencial por arco com eletrodo de tungstênio (a), Tensão residual circunferencial por solda por fricção (b)	33
Figura 20 - Fluxograma da metodologia.....	34
Figura 21 - Geometria do tubo para soldagem.....	35
Figura 22 - Geometria do anel para soldagem	35
Figura 23 - Posicionamento dos termopares.....	36
Figura 24 - Tubo com os termopares fixados com cintas metálicas.....	37
Figura 25 - Lynx ADS 2000	37
Figura 26 - Máquina de soldagem por fricção MASF 1500	38
Figura 27 - Sistema de encaixe para posicionar o tubo	39
Figura 28 - Posição dos extensômetros	40
Figura 29 - segmento de tubo para análise de MC e RDX.....	41
Figura 30 - As linhas representam a posição dos perfis de microdureza e as zonas das microestruturas	41
Figura 31 - Ilustração esquemática da forma que as amostras foram extraídas da seção do tubo.....	42
Figura 32 - Ensaio de micro-amostra monitorado por extensômetro a laser	43

Figura 33 - Dimensões dos corpos de provas obtidos por eletroerosão	44
Figura 34 – Modelo de FE para cálculo de tensões de momento fletor.	45
Figura 35 - Amostra para ensaio de raios X.....	46
Figura 36 - Equipamento de difratômetro de raios X.....	46
Figura 37 - Fixação da amostra para corte por eletroerosão a fio.....	47
Figura 38 - Medição da amostra nas duas superfícies.....	48
Figura 39 - Medição dos deslocamentos normal a superfície cortada usando medição de coordenadas 3D.....	48
Figura 40 – (a) modelo FE da seção do tubo em um estado não deformado (b) modelo FE em estado deformado com aumento de 100x.	49
Figura 41 – (a) Metalografia do sentido transversal do tubo de API 5L Grau B, (b) Metalografia do sentido transversal do tubo de API 5L X65 PSL2.	50
Figura 42 - Gráfico da soldagem da amostra S1 com taxa de carregamento de 5kN/s.	52
Figura 43 - Gráfico da soldagem da amostra S2 com taxa de carregamento de 7,5kN/s.	52
Figura 44 - Gráfico da soldagem da amostra S3 com taxa de carregamento de 10kN/s.	53
Figura 45 - Temperatura da amostra S1 nas distâncias da face do tubo de 10, 15 e 20 mm	54
Figura 46 - Temperatura da amostra S2 nas distâncias da face do tubo de 10, 15 e 20 mm	54
Figura 47 - Temperatura da amostra S3 nas distâncias da face do tubo de 10, 15 e 20 mm	55
Figura 48 - Comparação das temperaturas das 3 amostras a 10 mm da face do tubo.	55
Figura 49 - Regiões da seção da junta soldada avaliadas microestruturalmente: 1 - ZAC do tubo; 2 – ZTMA do tubo; 3 – ZL, interface de solda tubo/anel; 4 – ZTMA do anel; 5 – ZAC do anel.....	56
Figura 50 – (a) ZAC do tubo API 5L grau B, (b) ZTMA do tubo API 5L grau B.	57
Figura 51 - ZL, interface tubo/anel. Esquerda o API 5L Grau B e a direita o API 5L X65.....	57
Figura 52 - (a) ZTMA do anel API 5L X65, (b) ZAC do anel API 5L X65.....	58
Figura 53 - Perfil de microdureza da amostra S1, S2 e S3, na seção transversal da solda na parte mais perto do raio externo do tubo.	59
Figura 54 - Perfil de microdureza da amostra S1, S2 e S3, na seção transversal da solda no centro da espessura.	60
Figura 55 - Perfil de microdureza da amostra S1, S2 e S3, na seção transversal da solda na parte mais perto do raio interno do tubo.	61
Figura 56 - Comparação das tensões de escoamento das amostras	62
Figura 57 - Perfil do ensaio de microtração usando micro amostras da solda S1 e o seu perfil de microdureza.	63
Figura 58 - Perfil do ensaio de microtração usando micro amostras da solda S2 e o seu perfil de microdureza.	63
Figura 59 - Perfil do ensaio de microtração usando micro amostras da solda S3 e o seu perfil de microdureza.	64

Figura 60 - Gráfico das tensões residuais transversais medidas na superfície externa das soldas S1, S2 e S3 através da técnica de difração de raios X.	65
Figura 61 - Gráfico das tensões residuais transversais medidas na superfície interna das soldas S1 e S3 através da técnica de difração de raios X.....	66
Figura 62 - Gráfico das tensões residuais longitudinais medidas na superfície externa das soldas S1, S2 e S3 através da técnica de difração de raios X.	67
Figura 63 - Gráfico das tensões residuais longitudinais medidas na superfície interna das soldas S1 e S3 através da técnica de difração de raios X.....	68
Figura 64 - Mapa 2D de distribuição de tensões residuais (MPa) na direção transversal da junta soldada S1	70
Figura 65 - Mapa 2D de distribuição de tensões residuais (MPa) na direção transversal da junta soldada S2	70
Figura 66 - Mapa 2D de distribuição de tensões residuais (MPa) na direção transversal da junta soldada S3	70
Figura 67 - Gráfico comparativo das tensões residuais obtidos pelo método do contorno para as amostras S1, S2 e S3 na superfície externa do tubo.	71
Figura 68 - Gráfico comparativo das tensões residuais obtidos pelo método do contorno para as amostras S1, S2 e S3 na superfície interna do tubo.	71
Figura 69 - Comparação entre resultados das medições de tensões residuais entre o método do contorno e o método de difração de raios X na superfície externa do tubo da amostra S1	73
Figura 70 - Comparação entre resultados das medições de tensões residuais entre o método do contorno e o método de difração de raios X na superfície externa do tubo da amostra S2	74
Figura 71 - Comparação entre resultados das medições de tensões residuais entre o método do contorno e o método de difração de raios X na superfície externa do tubo da amostra S3	74
Figura 72 - Comparação entre resultados das medições de tensões residuais entre o método do contorno e o método de difração de raios X na superfície interna do tubo da amostra S1	75
Figura 73 - Comparação entre resultados das medições de tensões residuais entre o método do contorno e o método de difração de raios X na superfície interna do tubo da amostra S2	75
Figura 74 - Comparação entre resultados das medições de tensões residuais entre o método do contorno e o método de difração de raios X na superfície interna do tubo da amostra S3	76

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Propriedades Mecânicas e composição química dos Aços API.....	4
Tabela 2 - Distribuição de parâmetros para a avaliação das soldas dos tubos de API 5L	18
Tabela 3 - Parâmetros de soldagem do processo por fricção	39
Tabela 4 - Análise de microdureza nos tubos de aço API 5L X65 e Grau B.	50
Tabela 5 - Composição química dos tubos (% em peso).	51

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AFW	Soldagem por Fricção Angular (<i>Angular Friction Welding</i>)
API	<i>American Petroleum Institute</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
AWS	<i>American Welding Society</i>
DRX	Difração de raios X (<i>X-ray diffraction</i>)
FEA	Análise de elementos finitos (<i>Finite Element Analysis</i>)
FSW	Soldagem por fricção por mistura mecânica (<i>Friction Stir Welding</i>)
HV	Dureza Vickers
LFW	Soldagem por Fricção Linear (<i>Linear Friction Welding</i>)
MB	Metal base
MC	Método do Contorno (<i>Contour Method</i>)
MMC	Máquina de Medição de Coordenadas (<i>Coordinate Measuring Machine</i>)
TR	Tensões Residuais
ZAC	Zona afetada pelo calor
ZL	Zona de ligação
ZM	Zona de mistura
ZTMA	Zona termo mecanicamente afetada

LISTA DE SÍMBOLOS

Al	Alumínio
C	Carbono
Cu	Cobre
Cr	Cromo
d	Espaçamento interplanar
d_{hkl}	Espaçamento interplanar para plano de índices de Miller h, k e l
d_o	Espaçamento interplanar em um material não tensionado
E	Módulo de Elasticidade de Young
m	Coefficiente angular da reta
Mn	Manganês
Mo	Molibnênio
N	Nitrogênio
n	Ordem de reflexão
P	Fósforo
S	Enxofre
Si	Silício
Ti	Titânio
V	Vanádio
θ	Ângulo de difração
ψ	Ângulo entre o plano normal de difração e a superfície da amostra
ν	Coefficiente de Poisson
λ	Comprimento de onda do feixe de radiação incidente
σ_\emptyset	Tensão Residual
σ_s	Tensão Aplicada
ε_i	Deformação na direção i (x ou y)

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
2	OBJETIVOS	3
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
3.1	AÇOS API 5L E FABRICAÇÃO DE TUBOS API 5L	3
3.2	SOLDAGEM EM TUBOS	4
3.3	SOLDA POR FRICÇÃO	5
3.3.1	Parâmetros e etapas de soldagem e comportamento das variáveis do processo	7
3.3.2	Fases do processo de soldagem por fricção	11
3.3.3	Definição das zonas microestruturais	14
3.3.4	Tipos de solda por fricção	14
3.3.5	Soldas por fricção em tubos com anel intermediário	16
3.4	TENSÕES RESIDUAIS	19
3.4.1	Classificação das tensões residuais	21
3.4.2	Efeito das tensões residuais	23
3.4.3	Métodos de medição de tensões residuais	23
3.4.4	Difração de Raios X	24
3.4.5	Método do Contorno	27
3.4.6	Método de contorno em materiais cilíndricos	30
3.4.7	Tensões residuais em tubos soldados	32
4	MATERIAIS E MÉTODOS	34
4.1	MATERIAL E GEOMETRIA	34
4.2	MEDIÇÃO DE TEMPERATURA	36
4.3	EQUIPAMENTO DE SOLDAGEM	37
4.4	PROCEDIMENTO DE SOLDAGEM	39
4.5	CARACTERIZAÇÃO DA AMOSTRA	39
4.5.1	Microdureza	41
4.5.2	Ensaio Metalográfico	41
4.5.3	Ensaio de tração usando micro-amostras	42
4.6	TENSÕES RESIDUAIS	44
4.6.1	Alívio do momento fletor	44
4.6.2	Ensaio de difração de Raios X	45
4.6.3	Ensaio de tensão residual pelo Método de Contorno	47
5	RESULTADOS	49

5.1	MATERIAL DE BASE.....	50
5.2	COMPOSIÇÃO QUÍMICA.....	51
5.3	SOLDAGENS.....	51
5.4	VERIFICAÇÃO DE TEMPERATURA.....	53
5.5	MACROGRAFIA	55
5.6	MICROGRAFIA.....	56
5.7	MICRODUREZA	58
5.8	MICROTRAÇÃO	61
5.9	TENSÃO RESIDUAL	64
5.9.1	Difração de Raios X.....	64
5.9.2	Método de Contorno.....	69
5.9.3	Comparação entre raios x e Método de Contorno.....	72
6	CONCLUSÃO	77
7	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	78
8	REFERÊNCIAS	79

1 INTRODUÇÃO

A indústria do petróleo e gás natural é essencial para o desenvolvimento socioeconômico do Brasil, o petróleo é ainda considerado o principal combustível e o gás natural é uma fonte de energia limpa. O transporte de petróleo e gás é realizado por dutos, que interligam áreas de produção, refinarias, portos e a centros consumidores. Os aços utilizados para linhas de transporte são especificados pela *American Petroleum Institute (API)* através da norma API 5L (*Specification for Line Pipe Steel*) em função de sua aplicação, composição química e resistência mecânica (AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 2018).

O projeto para construção de dutos apresenta gastos elevados com a junção dos componentes tubulares através da soldagem convencional por arco elétrico. A união de elementos tubulares de aço, quando realizados por solda por arco elétrico convencional, apresenta fusão do material com os efeitos deletérios no metal base pelo aporte térmico durante a solidificação. Além disso a soldagem convencional possui as desvantagens de custos elevados de treinamento da mão de obra, inspeção e manutenção, além do maior tempo de execução, sendo indicado a realização de ensaios não destrutivos, pelo risco de ocorrerem trincas assistidas pelo hidrogênio e outros mecanismos depois de finalizada a soldagem por arco elétrico (PAES, 2013).

A soldagem por fricção vem sendo estudada como alternativa para reduzir custos e aumentar a produtividade. Entre as vantagens da soldagem por fricção destacam-se o menor tempo de soldagem, a automatização para produção em alta escala e as excelentes propriedades mecânicas e metalúrgicas na região soldada (MACHADO, 1991; DE MORAES, 2018). Frente a esse cenário, no Laboratório de Metalurgia Física – LAMEF encontra-se um equipamento denominado MASF 1500, desenvolvido para produzir juntas soldadas por fricção por anel rotativo em dutos com 12 metros de comprimento com diâmetros e espessuras variadas. Nesse processo a união ocorre através da rotação de um anel sob pressão posicionado entre as extremidades dos tubos, no qual o calor gerado pelo atrito entre os componentes é suficiente para baixar a tensão de escoamento dos materiais e produzir a união metalúrgica entre os mesmos quando aplicada uma força de forjamento. Entretanto, como desvantagem tem-se a formação de rebarba interna e externa gerada com a expulsão do material plastificado devido a força de forjamento.

Vários fatores podem afetar a integridade estrutural da tubulação soldada e, portanto, um entendimento da microestrutura, propriedades mecânicas e estados de tensão residual deve ser alcançado. Uma questão raramente estudada na união de dutos é a distribuição de tensões residuais (DE MORAES, 2019). No entanto, já está bem estabelecido que o estado das tensões residuais pode ser tanto benéfico quanto prejudicial às propriedades de fadiga do material (SCHAJER e RUUD, 2013). Nesse contexto, as tensões residuais de tração encontradas nas juntas soldadas podem levar a uma maior tensão efetiva afetando negativamente a vida em fadiga e as tensões residuais compressivas são geralmente reconhecidas por diminuir o estresse resultante podendo ser benéficas para a fadiga (LU, 1996). A otimização dos parâmetros do processo é importante para garantir a qualidade da união, isenção de defeitos e evitar a geração de elevados níveis de tensões residuais. Para medição de tensões residuais, uma ampla gama de técnicas está disponível para a caracterização de componentes de engenharia, mas poucas estão disponíveis para medir toda a distribuição de tensão no interior da solda. (LIU et al, 2014). Neste trabalho é apresentada a aplicação do método do contorno para avaliação das tensões residuais em soldas por fricção em anel rotativo. O método do contorno, proposto por Prime e Gonzales (2000), tem se mostrado eficaz na medição e criação de mapas de tensão residual bidimensionais em componentes de engenharia e oferece algumas vantagens em comparação com as técnicas já disponíveis devido ao fato de não ser limitada pela microestrutura ou pela espessura do componente, além de ser considerada experimentalmente simples e barata. (LIU et al, 2014).

Desta forma, o presente trabalho tem como objetivo avaliar o efeito do parâmetro taxa de carregamento sobre o estado de distribuição das tensões residuais da junta soldada por fricção com anel rotativo. As tensões residuais foram avaliadas pelo Método do Contorno (MC) no interior da solda e por difração de raios X (DRX) nas superfícies internas e externas dos tubos soldados. As propriedades mecânicas e metalúrgicas foram analisadas com ensaios de macrografia, micrografia, perfil de microdureza e microtração.

2 OBJETIVOS

O presente trabalho tem como objetivo principal avaliar a distribuição das tensões residuais e as propriedades mecânicas e metalúrgicas das juntas soldadas por fricção com anel rotativo nos 3 parâmetros de taxa de carregamento.

Além disso, esse trabalho tem como objetivo específicos:

- ✓ Comparar os ensaios de perfil de microdureza e microtração;
- ✓ Avaliar as tensões residuais nas zonas microestruturais;
- ✓ Utilizar a técnica do método do contorno para medir as distribuições das tensões residuais em juntas soldadas e comparar os resultados ao método de difração de raios X;

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo é apresentada uma breve revisão do estado da arte do material, dos processos de soldagem por fricção e métodos de análise de tensões residuais. O foco estudado foi a solda por fricção sobre anel rotativo soldado pela MASF 1500.

3.1 AÇOS API 5L E FABRICAÇÃO DE TUBOS API 5L

Aços microligados, e aços alta resistência e baixa liga (ARBL) são aços que possuem baixo teor de carbono aliado a pequenos teores de nióbio, titânio e/ou vanádio, elementos que apresentam uma característica peculiar durante a conformação a quente (GORNI, 2009). Os aços ARBL podem ser laminados pelo processo termomecânico convencional ou pelo processo termomecânico controlado. No processo convencional, o material passa por uma sequência de passes para promover uma mudança de forma, com deformações e temperaturas controladas, sendo a microestrutura final obtida por intermédio de tratamentos térmicos. No processo termomecânico controlado, as chapas de aço passam por um controle rigoroso durante as fases de laminação e resfriamento acelerado para obtenção de uma microestrutura final com as propriedades mecânicas desejadas (UEMORI, 2012).

Os tubos API são utilizados no transporte de água, gás e óleo nas indústrias de petróleo e gás natural. As suas especificações são regidas pela norma API 5L que tem por objetivo proporcionar padrões para a fabricação destes produtos. A norma

API 5L (API Specification 5 L, 46ª Edição 2018) classifica os tubos com base nas suas propriedades mecânicas, dimensões, peso, composição química, carbono equivalente e ensaios hidrostáticos, podendo ser fabricados com costura ou sem costura seguindo as exigências da norma diante a cada processo. Os graus que indicam as diferentes classes de tubos são baseados na sua tensão de escoamento e são descritos como grau A25, A, B e X sendo que este último indica aços de alta resistência. Os aços de alta resistência da classe X que são abrangidos pela norma em questão são X42, X46, X52, X56, X60, X65, X70 e X80 sendo possíveis classes intermediárias de resistência quando acordado com o comprador (HAUPT, 2013).

A Tabela 1 mostra os graus dos aços API e suas respectivas propriedades mecânicas e composição química, segundo a norma, além de outros fatores como a dureza no tubo soldado convencionalmente por arco elétrico, estipulando um valor máximo de 250 HV.

Tabela 1 - Propriedades Mecânicas e composição química dos Aços API

Grau	Tensão de Escoamento mínimo (MPa)	Tensão de Tração mínima (MPa)	Elemento			
			C (Máx.)	Mn (Máx.)	P (Máx.)	S (Máx.)
A	210	335	0,22	0,9	0,03	0,03
B	245	415	0,28	1,2	0,03	0,03
X42	290	415	0,28	1,3	0,03	0,03
X46	320	435	0,28	1,4	0,03	0,03
X52	360	460	0,28	1,4	0,03	0,03
X56	390	490	0,28	1,4	0,03	0,03
X60	415	520	0,28	1,4	0,03	0,03
X65	450	535	0,28	1,4	0,03	0,03
X70	485	570	0,28	1,4	0,03	0,03

Fonte: Adaptado de API 5L, 2018

3.2 SOLDAGEM EM TUBOS

A instalação de novos dutos tem crescido devido em parte ao aumento do uso mundial de usinas de geração de energia elétrica de ciclo combinado e ao uso de gás natural como combustível. A necessidade de construção de dutos sob longas distâncias aumentou a demanda para melhorar a produtividade de soldagens circunferenciais em dutos (YAPP; BLACKMAN, 2004). A soldagem por arco elétrico é a técnica dominante de soldagens circunferenciais em dutos e existe uma forte

tendência a aumentar o consumo de gás natural ao redor do mundo, implicando no crescimento da instalação de dutos de gás. O crescimento é dirigido pela industrialização e pelo consumo de gás natural como combustível. Muitas das reservas de gás estão longe dos centros consumidores, o que resulta no crescimento do transporte de gás por LNG (gás natural líquido) pelas transportadoras, o que fomenta investimentos sustentáveis em dutos de longa distância (YAPP; BLACKMAN, 2004).

A produção de tubos é realizada por indústrias com sistemas criteriosos de controle de qualidade minimizando riscos de acidentes. Entretanto a construção de linha de tubos é executada pela união de segmentos de tubos, normalmente com 12 metros de comprimento, utilizando processo de soldagem por fusão. As uniões são realizadas no local de operação que requerem a utilização de equipamentos com ótima robustez com elevado tempo de execução e custos (CHLUDZINSKI et al., 2015).

Para uma alternativa para a solda por fusão, foi desenvolvido por FAES et al (2007) um processo de solda por fricção em tubos. Uma grande vantagem desse processo é seu tempo de soldagem ser menor do que os processos de soldagem convencional e que o aquecimento de todo o perímetro do tubo ser uniforme, evitando a formação de tensões nas juntas soldadas. Para otimizar o tempo de soldagem e facilitar a execução em campo, a aplicação da soldagem por fricção a projetos de dutos está sendo estudada (FAES et al., 2009).

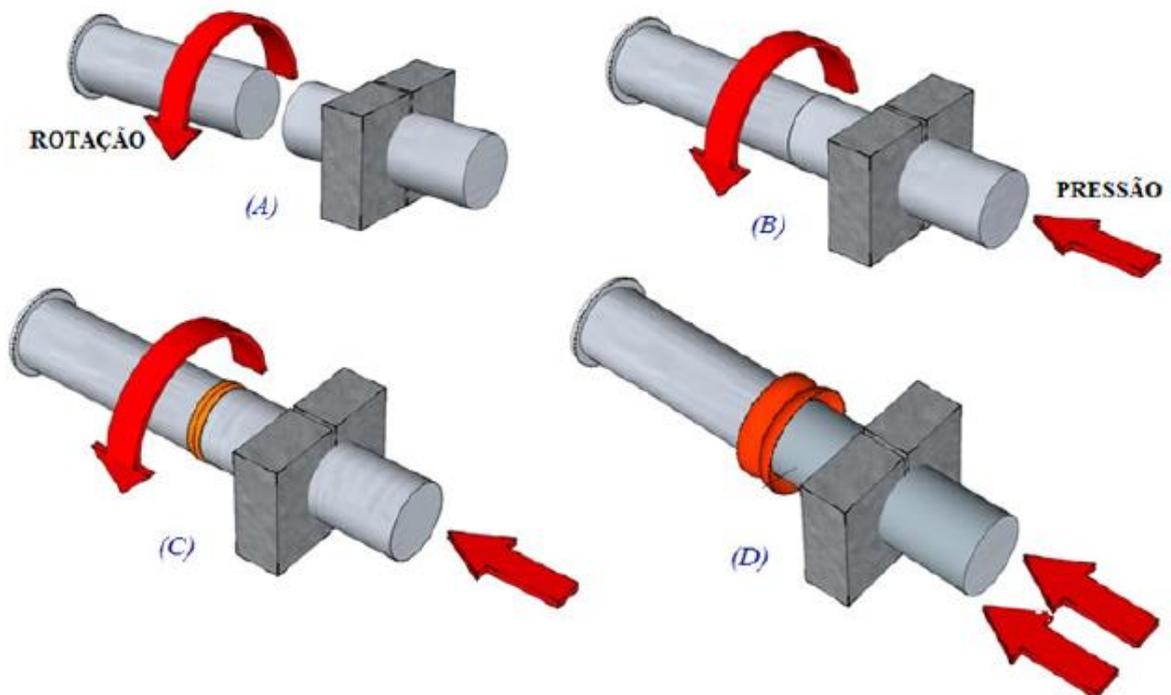
3.3 SOLDADA POR FRICÇÃO

A soldagem por fricção ou atrito é um processo de união de materiais no estado sólido, no qual a coalescência entre as superfícies de contato ocorre devido ao calor e deformação plástica gerados pelo movimento, ou rotação, e compressão relativa entre as faces. (AWS, 1991; Machado, 1996). Esse processo transforma energia mecânica em energia térmica para gerar a união dos materiais sem aplicação de calor de outras fontes (AWS, 1991). Existem dois processos de geração de energia onde se tem a conversão de energia mecânica em energia térmica: a soldagem por atrito direta ou convencional e a inercial (AWS, 1991). A principal diferença entre elas é o tipo de acionamento utilizado, na soldagem direta ou convencional é utilizado um motor girando a velocidade constante, no qual a rotação da peça está diretamente

ligada à rotação do motor, enquanto na inercial a velocidade da peça é gerada por um volante com energia previamente acumulada.

Segundo Machado (1996) o modelo mais usado é a soldagem por atrito direta, onde uma das peças é rotacionada a uma velocidade constante, a qual é mantida mesmo após iniciar o atrito entre as superfícies, enquanto a outra se desloca axialmente. A Figura 1 mostra as etapas do processo onde em (a) tem-se a etapa inicial, na qual uma das peças é acelerada até obter a velocidade de rotação desejada, enquanto a outra peça se desloca em sua direção. Em (b) as peças entram em contato iniciando a fricção e a pressão entre as superfícies até que o valor de força de soldagem seja atingido. Na etapa do aquecimento (c), que é dada pelo calor gerado por atrito e deformação plástica, em um tempo pré-determinado ou até que um deslocamento limite seja atendido. E, por fim, tem-se a etapa de forjamento (d), na qual é aplicado um freio na peça giratória e as peças sofrem uma força de forjamento, a força de forjamento pode ser igual ou maior que a força de soldagem. (AMERICAN WELDING SOCIETY, 1991; MACHADO, 1996).

Figura 1 - Processo de Solda por Fricção.



Fonte: MATTEI, 2011

A soldagem por atrito apresenta vantagens quando comparada aos processos convencionais por ser um processo autógeno não necessitando o uso de metal de adição ou consumível. Podendo ser aplicada sem, em geral, atmosfera protetora. Não é necessário ter cuidado especial com a limpeza das superfícies de contato, devido à dinâmica do processo eliminando impurezas, as quais são arrastadas para região da rebarba. As juntas apresentam elevadas propriedades mecânicas com ZAC's reduzidas. São processos automatizados evitando a dependência de mão de obra especializada e promovendo produção em alta escala. Com todos os processos de soldagem também são observadas limitações que dificultam seu uso deliberadamente como: a necessidade de ter peças, em princípio, com geometria compatível com as características do processo; equipamento de soldagem suficientemente resistente e preciso, para manter o alinhamento das peças sob as grandes cargas aplicadas; as peças devem possuir um mínimo de resistência para suportar os esforços aplicados, principalmente a região aquecida, próxima à interface; além de os equipamentos serem relativamente onerosos e volumosos (MACHADO,1996; AWS,1991).

3.3.1 Parâmetros e etapas de soldagem e comportamento das variáveis do processo

Os parâmetros operacionais nos processos de soldagem são muito importantes para a obtenção de uma satisfatória união metalúrgica na interface. Segundo MEYER (2003), os principais parâmetros e variáveis de processo de soldagem por fricção são:

Parâmetros do processo:

- ✓ Velocidade rotacional
- ✓ Força axial;
- ✓ Tempo de soldagem;
- ✓ Comprimento de queima;
- ✓ Tempo de desaceleração de rotação; e,
- ✓ Duração e grandeza da força de forjamento.

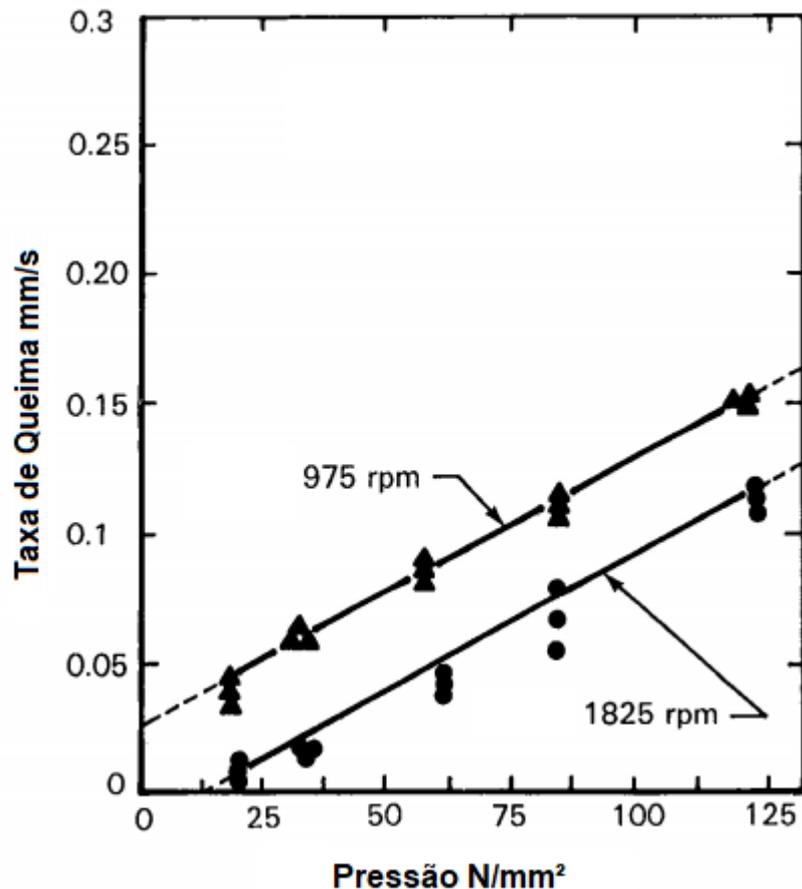
Variáveis de processo:

- ✓ Temperatura das superfícies de atrito;
- ✓ Natureza do material;
- ✓ Presença de filmes de superfície; e,
- ✓ Rigidez e elasticidade das superfícies de atrito.

Embora todos os parâmetros do processo sejam relevantes, a velocidade de rotação, força axial, taxa de queima e tempo de aquecimento são fundamentais, pois as mudanças dessas variáveis influenciam diretamente no resultado final da junta soldada. (MEYER, 2003; PIRES, 2007; ANDRADE, 2011; CHLUDZINSKI, 2013; PAES, 2013)

A Velocidade de rotação tem como finalidade produzir uma velocidade relativa entre as superfícies de contato. Para cada material tem um valor de velocidade de rotação ideal. A velocidade rotacional está diretamente relacionada com o aporte térmico, ou seja, a quantidade de energia adicionada. Elevadas velocidades de rotação ocasionam o polimento das superfícies em contato, deixando-as mais planas, fato que aumenta o tempo de aquecimento das superfícies. Tal comportamento pode estar relacionado às condições viscoplásticas do material na interface, o que conduz a um maior tempo de aquecimento para serem alcançadas as condições plásticas ideais, favorecendo assim a propagação de calor e o aumento do tamanho da ZAC (zona afetada pelo calor). A elevada velocidade de rotação ocasiona também uma menor taxa de resfriamento, e conseqüente queda nas propriedades mecânicas como limite de resistência e dureza. Além disso, segundo AWS (1991) a utilização de altas velocidades de rotação diminuem a taxa de queima, conforme o gráfico da Figura 2. Em contrapartida, velocidades baixas resultam em um menor aporte térmico e, conseqüentemente, em uma menor ZAC, maior velocidade de resfriamento e aumento nas propriedades mecânicas. (PIRES, 2007; ANDRADE, 2011; PAES, 2013).

Figura 2 – Efeito da velocidade de rotação na relação entre taxa de queima e força axial



Fonte: Adaptado da AWS (1991)

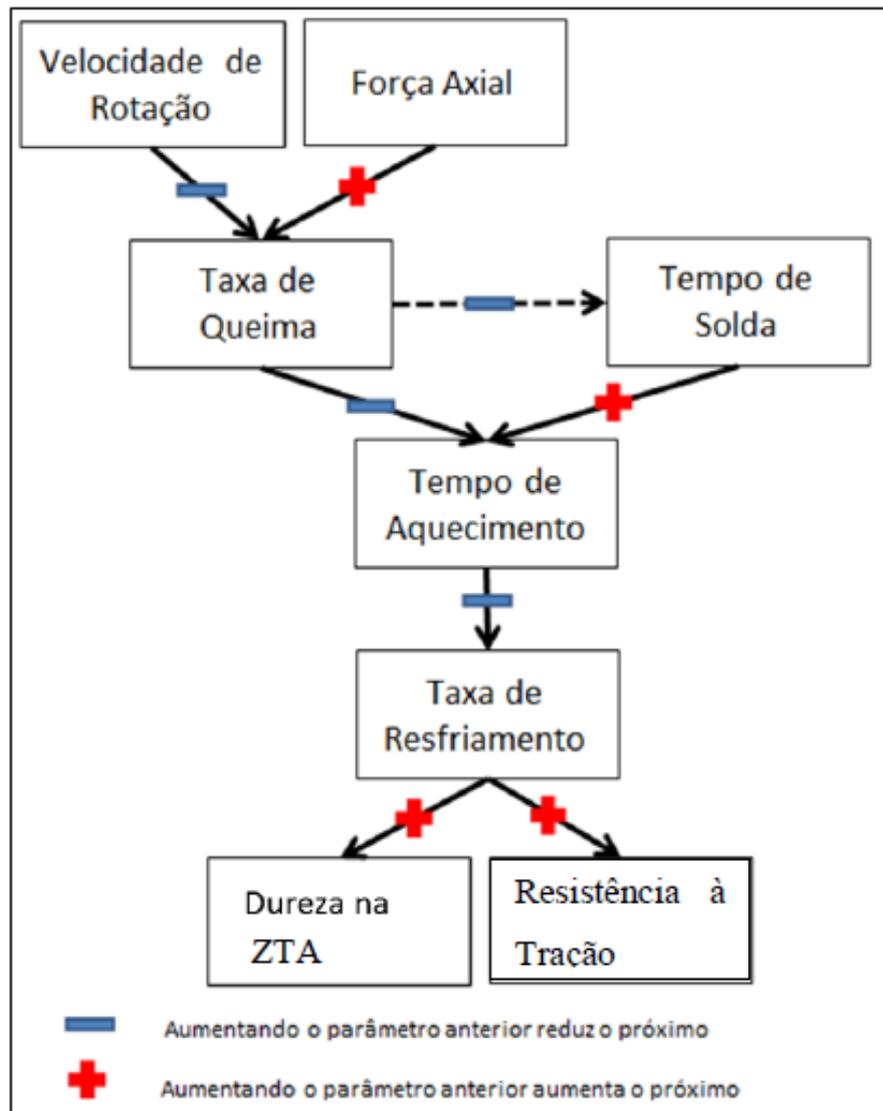
A força axial é de significativa relevância no processo. Apesar de poder variar amplamente tanto na etapa de aquecimento quanto na de forjamento, a força controla o gradiente de temperatura na junta soldada e a potência requerida assim como o comprimento de queima. A força axial usada no processo deve ser suficiente para manter as superfícies em contato, de forma a romper o filme de óxidos e promover a formação da ligação metálica. Forças elevadas implicam uma redução da ZAC e favorece o refinamento de grãos, melhorando assim as propriedades mecânicas como resistência à tração, dureza e tenacidade. Porém, a utilização de forças axiais extremamente elevadas aumenta significativamente a taxa de queima das peças podendo vir a prejudicar o controle do processo. Em contrapartida, a utilização de baixos valores de força axial tende a aumentar a ZAC, diminuir a taxa de queima de material e aumentar o tempo final de soldagem. (SOUZA, 2006; ANDRADE, 2011; PAES, 2013).

Outro parâmetro importante é a taxa d/e queima, que descreve a velocidade de encurtamento das peças, sendo função da velocidade de rotação e da força axial. A taxa de queima é um parâmetro utilizado para monitorar o início e o fim do processo, quando determinado consumo linear é atingido, além de influenciar na qualidade da união. Menores velocidades de rotação e maiores forças axiais aumentam a taxa de queima das peças, proporcionando o aumento da taxa de resfriamento, e conseqüentemente, um aumento nas propriedades mecânicas como limite de resistência e dureza. (SOUZA, 2006; ANDRADE, 2011; PAES, 2013).

E por fim o tempo de aquecimento que é definido como sendo o período de tempo compreendido entre o contato inicial das superfícies em atrito e o final da fase de frenagem. Este parâmetro é inversamente proporcional à velocidade de rotação e diretamente proporcional à força axial. Este parâmetro tem grande importância na quantidade de calor gerado e propagado ao longo da região soldada e da ZAC, pois a microestrutura final depende tanto no nível de aquecimento como das taxas de resfriamento. (ANDRADE, 2011; PAES, 2013).

Para comportar diferentes materiais e geometrias estes parâmetros precisam ser criteriosamente ajustados. Dependendo do parâmetro alterado, pode influenciar em mais de uma característica do processo. Um resumo das influências dos principais parâmetros de soldagem é apresentado na Figura 3, onde o sinal negativo significa que o aumento do parâmetro anterior reduz o próximo parâmetro e o sinal positivo significa que o aumento do parâmetro anterior aumenta o próximo parâmetro, por exemplo, aumentando a velocidade de rotação diminui a taxa de queima.

Figura 3 - Influência dos parâmetros de soldagem



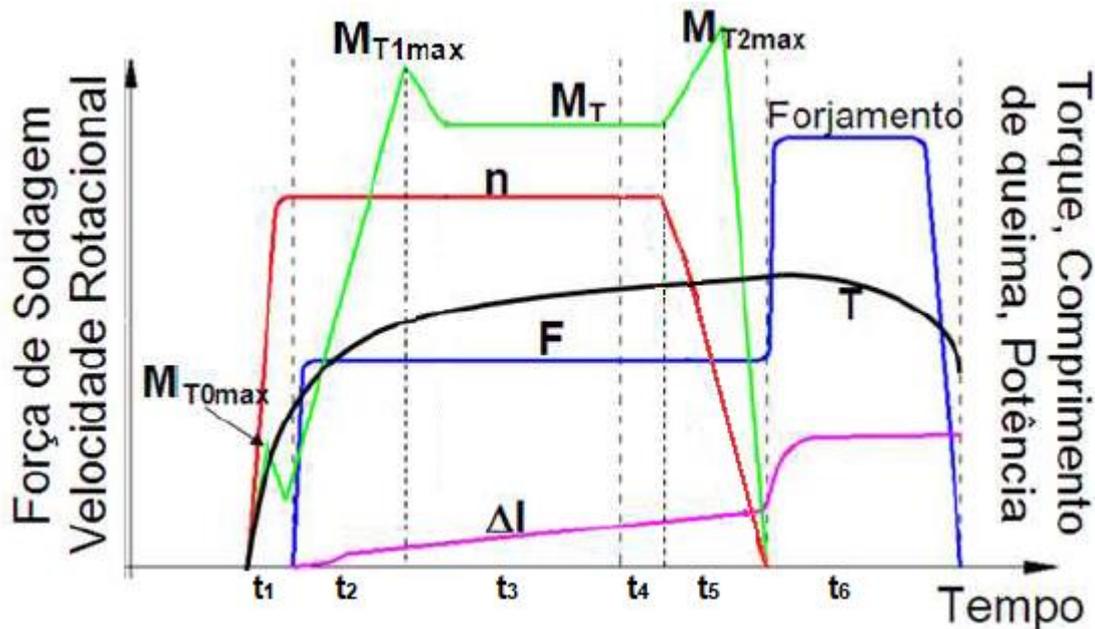
Fonte: (LANDELL, 2016; MEYER, 2003; KANAN, 2016)

3.3.2 Fases do processo de soldagem por fricção

A divisão do processo em diferentes etapas é uma maneira comum de descrever o ciclo de soldagem e os mecanismos relacionados a ela. Diversos autores dividem o ciclo em diferentes números de etapas (MEYER, 2003). Conforme a AMERICAN WELDING SOCIETY o processo se divide em duas etapas, fricção e forjamento. Demais autores fazem distinção em quatro etapas, atrito inicial, aquecimento, frenagem e forjamento (MEYER, 2003). Porém, segundo Paes (2013), o mesmo processo pode ser dividido em seis etapas conforme ilustra a Figura 4 que indica a

evolução das variáveis de soldagem com o tempo, tais como: velocidade rotacional (n); força axial ou força de soldagem (F); torque resistivo (M_T); tempo (t); potência de soldagem (N); e o comprimento de deslocamento axial das partes (Δl).

Figura 4 - Variação de parâmetros durante o processo de soldagem Força de soldagem (F), Rotação (n), Torque (M_T), comprimento de queima Δl , t = tempo de cada fase da soldagem e Temperatura (T).



Fonte: Adaptado de PAES, 2013

Na primeira etapa (t_1), verifica-se uma forte interação mecânica entre as superfícies em contato (efeito “esmerilhamento”). Nesta etapa ocorre o primeiro valor máximo de torque (M_{T0max}) em razão da rugosidade das superfícies em contato que estão submetidas a uma elevada tensão, devido à baixa área efetiva de contato. Em seguida o torque diminui na medida em que a velocidade rotacional aumenta, até atingir seu valor constante, em função do processo de lubrificação limítrofe que ocorre devido à presença de impurezas superficiais tais como filmes de óxidos e gases dissolvidos. Na sequência tem-se uma destruição dos filmes superficiais (impurezas, tais como, graxa, óleo e gotículas d’água) pela intensa deformação plástica. Como resultado desta deformação, novas superfícies são expostas observando-se uma mudança para um mecanismo de atrito a “seco” (sem lubrificação). Os contaminantes e resíduos presentes são gradativamente expelidos para o exterior da união, em

função da dinâmica do processo, onde as forças radiais promovem o fenômeno conhecido como hidro-extração. (PAES, 2013; PIRES, 2007).

Na segunda etapa (t_2) ocorre um aumento no número de interações entre a rugosidade superficial, devido à propagação da área real de contato para regiões interiores da superfície de contato. Devido a essas interações há um aumento na temperatura da junta soldada o que diminui as propriedades mecânicas do material (limite de escoamento e de resistência) e favorece o crescimento da componente adesiva do atrito. A componente adesiva eleva-se mediante um aumento da ductilidade entre o par de materiais em contato. Deste modo, evidencia-se uma abrupta elevação do torque, o qual atinge ao final desta etapa seu valor máximo (MT_{1max}). (PAES, 2013; PIRES, 2007).

Na terceira etapa (t_3) verifica-se um aumento na temperatura, mas com taxas menos expressivas comparadas à etapa anterior. Esse aumento da temperatura na zona de atrito, bem como a intensa deformação plástica desenvolvida, ocasiona a formação de um filme viscoplástico de baixa resistência ao cisalhamento. Esse filme funciona como uma fina camada de lubrificante, diminuindo o coeficiente de atrito e, por conseguinte, reduzindo o torque. Em seguida o torque se estabiliza, assim como a taxa de consumo. Nessa fase, nota-se o início da extrusão de material em direção às extremidades da união, originando a formação de rebarbas (*flash*). (PAES, 2013; PIRES, 2007; ANDRADE, 2011)

Na quarta etapa (t_4), tem-se um comportamento quase estacionário da temperatura, da geração de calor, do comprimento de queima e do torque. Ao final dessa etapa, a área de contato atinge condições adequadas para a formação da união metalúrgica devido à uniformização da deformação plástica e das condições de aquecimento, além de contar com a extração de filmes de impurezas e inclusões para a região da rebarba. (PAES, 2013; PIRES, 2007).

Na quinta etapa (t_5), compreende o período de desaceleração da velocidade rotacional, no qual o processo de frenagem ocasiona um aumento do coeficiente de atrito e de torque que atinge o seu terceiro pico (M_{T2max}). No final dessa etapa, quando a velocidade rotacional se aproxima de zero, a geração de calor é reduzida quase instantaneamente e a temperatura da junta começa a cair. Com o fim do movimento relativo a união metalúrgica entre as peças é intensificada. (PAES, 2013; PIRES, 2007).

Na sexta etapa (t_6) a junta soldada formada é submetida a uma deformação por um esforço normal de compressão, o qual pode se manter igual o ou maior que as etapas anteriores. Essa força de compressão é aplicada por tempo pré-estabelecido ou até que o deslocamento final seja atingido. Este estágio é considerado como uma etapa simultânea de tratamento térmico e de forjamento da junta soldada, intensificando os mecanismos de adesão e conferindo melhores propriedades de resistência mecânica e tenacidade. Ao fim desta etapa, tem-se a conclusão do processo de soldagem. (PIRES, 2007; PAES, 2013).

3.3.3 Definição das zonas microestruturais

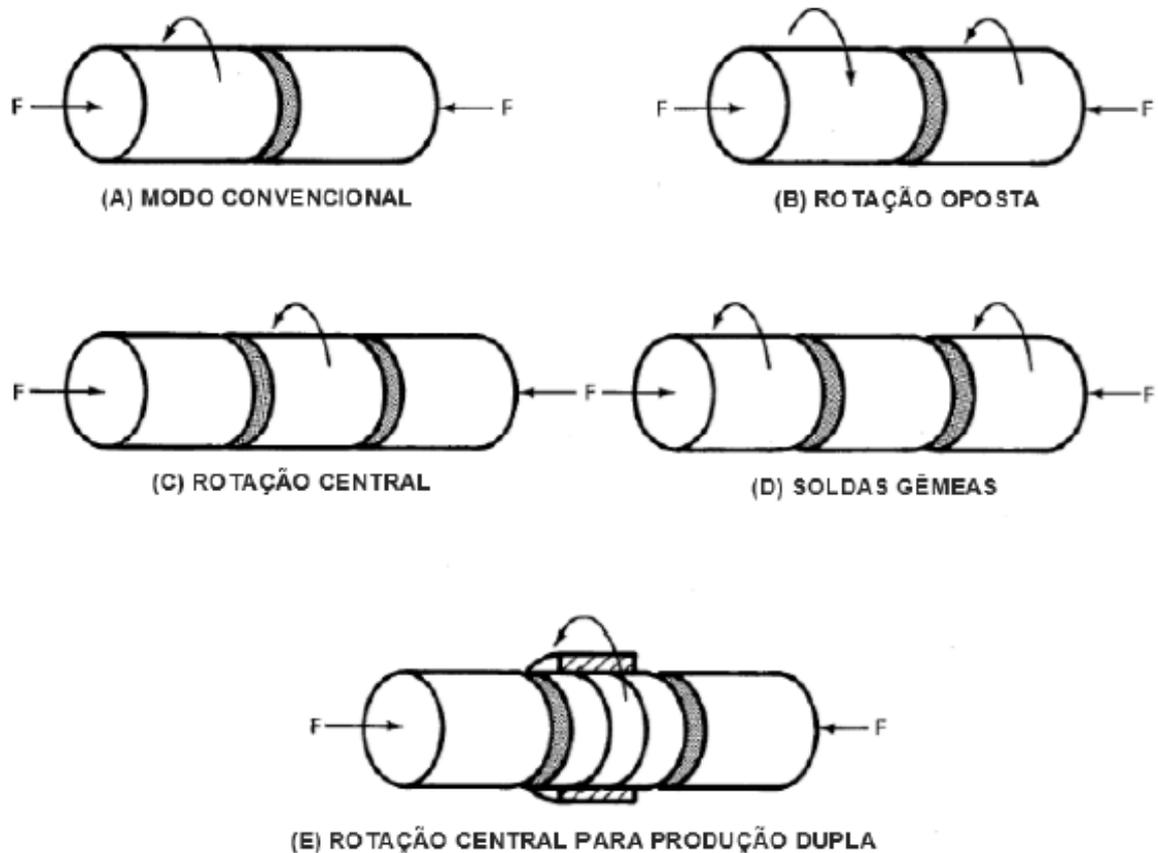
A microestrutura do material soldado é influenciada pelo tipo e intensidade do calor aplicado e pela deformação submetida durante o ciclo de soldagem. Após a união as juntas soldadas apresentam três zonas características denominadas de: zona de mistura ou zona de ligação (ZM ou ZL), zona termo-mecanicamente afetada (ZTMA) e zona afetada pelo calor (ZAC). A ZM é caracterizada por uma elevada deformação plástica promovendo assim a mistura dos materiais que, aliada ao aquecimento do material leva o mesmo à recristalização. A ZTMA apresenta mais calor que a ZAC, resultando na recuperação de grãos e no aparecimento de grãos deformados e a (ZAC) onde a microestrutura e as propriedades mecânicas sofrem alteração devido ao calor. (MATTEI, 2011; HAUPT, 2013; De MORAES, 2018)

3.3.4 Tipos de solda por fricção

Os métodos de soldagem por atrito são divididos em convencionais e métodos adicionais (AWS, 1991). Na Figura 5 são descritos os cinco possíveis arranjos dos métodos convencionais de soldagem. A Figura 5(a) mostra o modo convencional onde uma peça gira enquanto a outra permanece parada, esse processo tem muitas aplicações na indústria automotiva. A Figura 5(b) apresenta o modo rotação oposta onde as duas peças são giradas, mas em direções opostas, esse processo é adequado quando são necessárias altas velocidades de rotação. A Figura 5(c) demonstra o modo rotação central onde duas peças estacionárias são empurradas contra uma terceira peça rotativa posicionada entre elas, esta configuração permite soldar componentes extremamente longos ou impossibilitados de girar. A Figura 5(d)

mostra o modo soldas gêmeas onde duas peças girando são pressionadas contra uma terceira estacionária. A Figura 5(e) apresenta o modo rotação central para produção dupla que é igual à rotação central, mas com a peça que gira sendo passível de ser separada, permitindo que duas soldagens sejam realizadas simultaneamente com o objetivo de melhorar a produtividade. (MEYER, 2003).

Figura 5 - Configurações de CDFW



Fonte: (LUIZ, 2016; AWS, 1991)

Existem diversos tipos de soldagem por fricção, entre estes pode-se destacar:

- ✓ Soldagem por Fricção com Rotação Contínua (*Continuous Drive Friction Welding* - CDFW);
- ✓ Soldagem por Fricção por Inércia (*Inertia Drive Friction Welding* - IFW);
- ✓ Soldagem por Fricção Radial (*Radial Friction Welding* - RFW).
- ✓ Soldagem por Fricção Orbital (*Orbital Friction Welding* - OFW);
- ✓ Deposição Superficial por Fricção (*Friction Surfacing* - FS);

- ✓ Soldagem por Fricção Angular (*Angular Friction Welding* - AFW);
- ✓ Soldagem por Fricção Linear (*Linear Friction Welding* - LFW);
- ✓ Soldagem por fricção por mistura mecânica (*Friction Stir Welding* - FSW);
- ✓ Soldagem por fricção e mistura por ponto (*Friction Stir Spot Welding* – FSSW);
- ✓ Solda Ponto por Fricção e mistura mecânica com preenchimento do furo (*Friction Spot Welding* – FSpW);
- ✓ Processo de Soldagem por Fricção com Pino Consumível (*Friction Hydro Pillar Processing* – FHPP) e suas variações: soldagem com pino consumível em furo cônico não-passante (*Friction Taper Stud Weld* – FTSW) e soldagem de costura por fricção (*Friction Tapered Stitch Welding* - FTSW); (AWS, 1991; MEYER, 2003; PINHEIRO, 2008; MISHRA e KUMAR, 2014; ROVERE, 2014; SILVEIRA, 2015; LANDELL, 2016).

3.3.5 Soldas por fricção em tubos com anel intermediário

Faes et al. (2007) desenvolveu um processo para permitir que os dutos sejam soldados por fricção com anel rotativo denominada FRIEX. O processo consiste em um anel em rotação disposto entre duas extremidades de tubos sob compressão gerando uma fricção e calor, como mostrado na Figura 6. No final da fase de fricção, a rotação do anel de solda é rapidamente parada, e a força axial é aumentada até alcançar a força de forjamento (FAES et al., 2007). Devido ao calor gerado pelo atrito entre as partes há a coalescência das superfícies e com a força de forjamento faz fluir o metal para fora dos limites da peça na forma de rebarba (*flash*), arrastando os óxidos superficiais existentes. Após a soldagem, essa rebarba (*flash*) é removida usando um mecanismo de usinagem.

Figura 6 - Soldagem por fricção em tubos com anel intermediário rotativo



Fonte: CHLUDZINSKI et al., 2015.

No Brasil, um equipamento chamado MASF 1500 (pedido de patente WO 2014190405 A1) foi desenvolvido no LAMEF para ser utilizado na união de tubos pelo método de fricção por anel intermediário rotativo (CHLUDZINSKI et al., 2015; PISSANTI et al., 2015). Suas características permitem a união por fricção de tubos de diversos materiais com até 16 polegadas de diâmetro e com diferentes espessuras. Os parâmetros de soldagem podem ser aplicados variando as forças de soldagem em até 1500 kN entre tubos sobre um anel em rotação que pode girar até 500 rpm. Outros parâmetros que podem ser variados e controlados são: taxa de deslocamento, taxa de força aplicada, consumo inicial e consumo final. (CHLUDZINSKI et al., 2015; PISSANTI et al., 2015).

Juntas soldadas por fricção por anel rotativo de API 5L X65 em tubos API 5L grau B pela MASF 1500 foram avaliadas por ensaios de metalografia, microdureza, flexão e tração por Buzzatti et al. (2020). O estudo realizou treze juntas definidas por uma matriz de experimentos pela ferramenta Box-Behnken variando três parâmetros de soldagem; taxa de aplicação da força compressiva (kN/s), consumo final dos tubos (mm) e pré-aquecimento conforme mostra na Tabela 2. As soldas III, IV, IX e XII não apresentaram defeitos macroestruturais e passaram nos testes de flexão. Dessas quatro soldas a IV foi a que apresentou o melhor resultado do ensaio de tração.

Tabela 2 - Distribuição de parâmetros para a avaliação das soldas dos tubos de API 5L

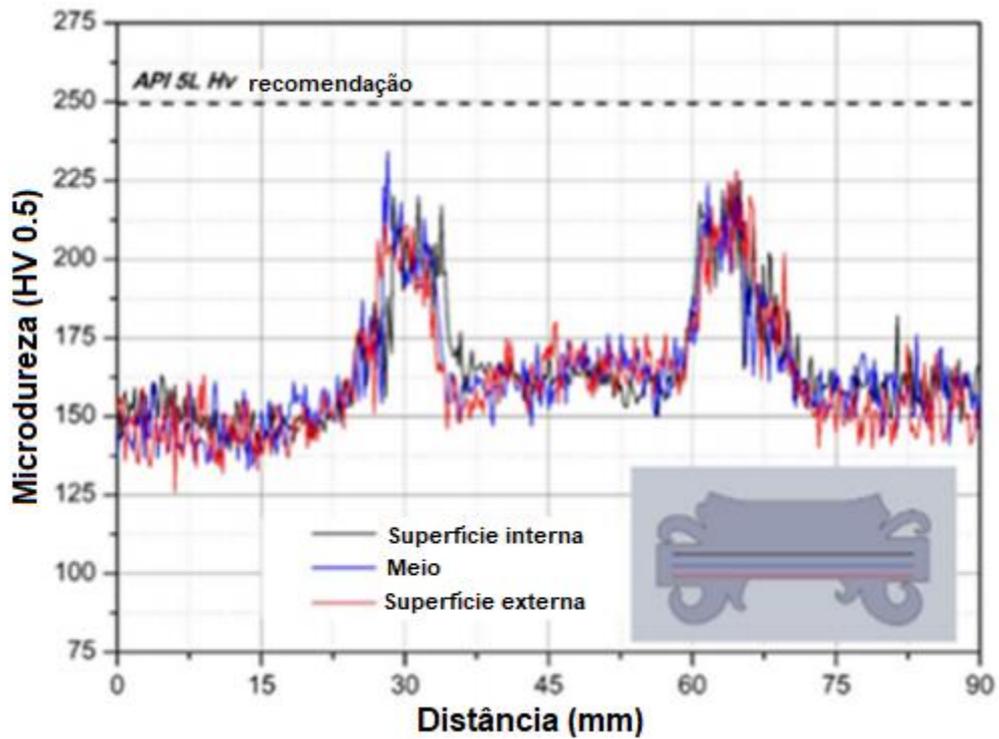
Parâmetro	Pré-aquecimento (s)	Consumo (mm)	Taxa de carregamento (kN/s)
I	20	10	5
II	20	10	10
II	20	20	5
IV	20	20	10
V	10	15	5
VI	10	15	10
VII	30	15	5
VIII	30	15	10
IX	10	20	7,5
X	10	10	7,5
XI	30	10	7,5
XII	30	20	7,5
XIII	20	15	7,5

Fonte: adaptado de BUZZATTI et al., 2020.

O estudo realizado por de Moraes (2018) comparou a microestrutura e a microdureza em tubos API 5L X65 soldados por fricção por anel rotativo com tubos API X65 soldados por arco com eletrodo sólido de tungstênio (GTAW). Os resultados mostraram que a solda de fricção com anel rotativo levou a uma microestrutura mais grosseira e maior microdureza. Por outro lado, a soldagem por fusão foi responsável por uma maior heterogeneidade de microdureza na linha de centro da solda.

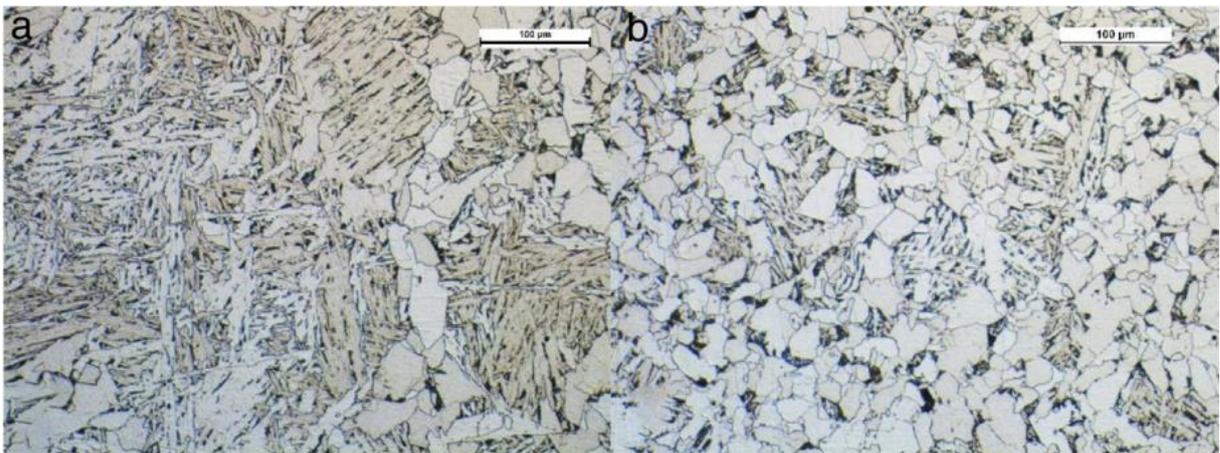
Nos estudos de Buzzatti et al. (2020) e Moraes (2018), a solda por fricção por anel rotativo obteve um aumento na microdureza e uma recristalização dinâmica. A Figura 7 apresenta o perfil de microdureza realizado por Buzzatti et al. numa solda por fricção por anel rotativo, onde a posição 30 mm e 65 mm representam a interface tubo/anel da solda. A Figura 8(a) apresenta a microestrutura realizada na interface tubo/anel da solda por fricção do de Moraes (2018) que devido ao elevado aporte térmico e do tempo de permanência em elevada temperatura, houve segregação dos elementos microligantes que impediram o crescimento de grão, ocorrendo então o crescimento de grão na interface da solda e adjacências conforme observamos na Figura 8(b) (de Moraes, 2018).

Figura 7 - Microdureza da solda por fricção com anel rotativo



Fonte: Adaptado de BUZZATTI et al., 2020

Figura 8 - Microestrutura da solda por fricção de tubos e anel API 5L X65. Interface da solda (a), centro do anel (b)



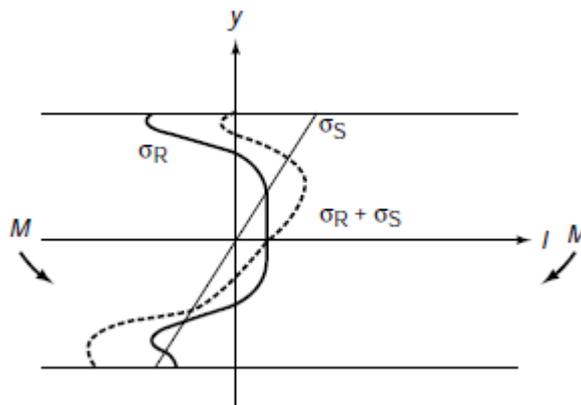
Fonte: DE MORAES (2018)

3.4 TENSÕES RESIDUAIS

Por definição, tensões residuais são tensões que existem num componente sem a aplicação de um carregamento externo, incluindo a gravidade e outras fontes de tensões como, por exemplo, gradiente térmico. Todo o sistema de tensões residuais

está em equilíbrio e o somatório das forças resultantes e dos momentos produzidos é igual a zero (LU, 1996). As tensões residuais são tensões no regime elástico as quais se sobrepõem às tensões aplicadas. O princípio da superposição dos diferentes tipos de tensões (tensão aplicada e residual) pode ser descrito como o somatório do campo de tensões residuais, caracterizada por um tensor σ_r , e do campo de tensões aplicadas, caracterizado por um tensor σ_s . A Figura 9 mostra um exemplo de superposição de tensão aplicada e residual durante um teste de fadiga por flexão (LU, 2002).

Figura 9 - Superposição da tensão residual (σ_r) e tensão aplicada (σ_s)



Fonte: LU, 2002

O valor máximo em módulo da soma das tensões aplicadas e as tensões residuais existentes no material é o próprio limite de escoamento. Valores de tensões acima do limite do escoamento do material ocasionarão deformação plástica redistribuindo as tensões residuais (WITHERS et al., 2001; LU,1996). Todos os processos de fabricação criam tensões residuais, o que afeta as propriedades do material em relação à resistência à fadiga, resistência à ruptura e até resistência à corrosão (LU, 2002). Segundo Schajer e Ruud, (2013) os mecanismos que criam tensões residuais são:

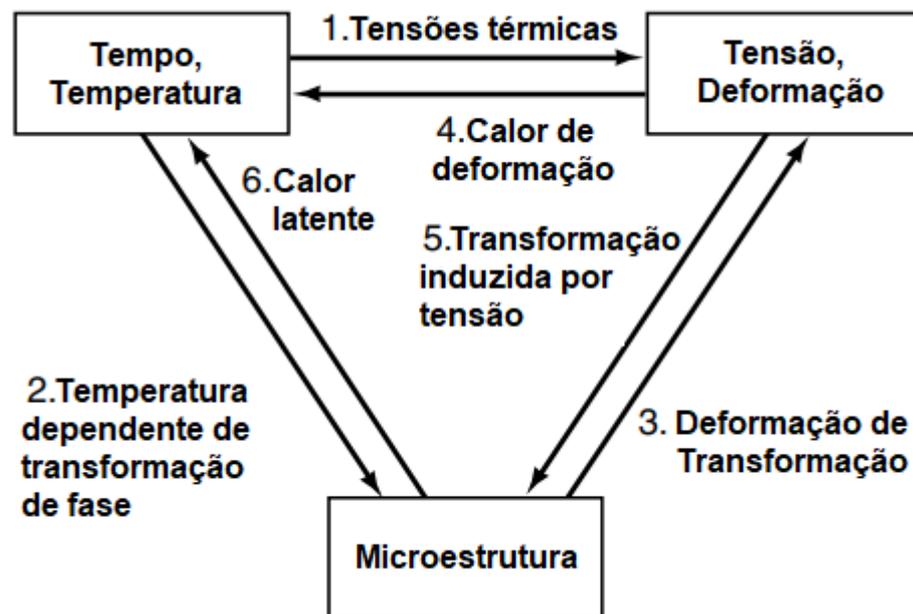
-Deformação plástica não uniforme: Ocorrem em processos de fabricação que alteram a forma de um material, incluindo forjamento, laminação, flexão, trefilação e extrusão, e em serviço durante a deformação da superfície, como em rolamentos de esferas e trilhos ferroviários.

-Modificação de superfície: Ocorrem na fabricação durante a usinagem, retificação, galvanização, shot peening e carburação, e em serviço por corrosão ou oxidação

-Mudança de fase e densidade do material. Geralmente ocorre na presença de grandes gradientes térmicos, como por exemplo: durante a soldagem, fundição, têmpera, transformação de fase em metais e cerâmicas, endurecimento por precipitação em ligas e polimerização em plásticos, bem como em serviço por danos causados por radiação em componentes de reatores nucleares e mudanças de umidade na madeira.

Segundo Bhadeshia (2002), as tensões residuais no material são consequências de interações entre a deformação, temperatura, e microestrutura, como mostrado na Figura 10. As características do material que influenciam as tensões residuais são a condutividade térmica, calor específico, coeficiente de dilatação, módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson, plasticidade, termodinâmica, cinética das transformações, mecanismos de transformações e transformações plásticas.

Figura 10 - interação entre a temperatura, microestrutura e deformação.



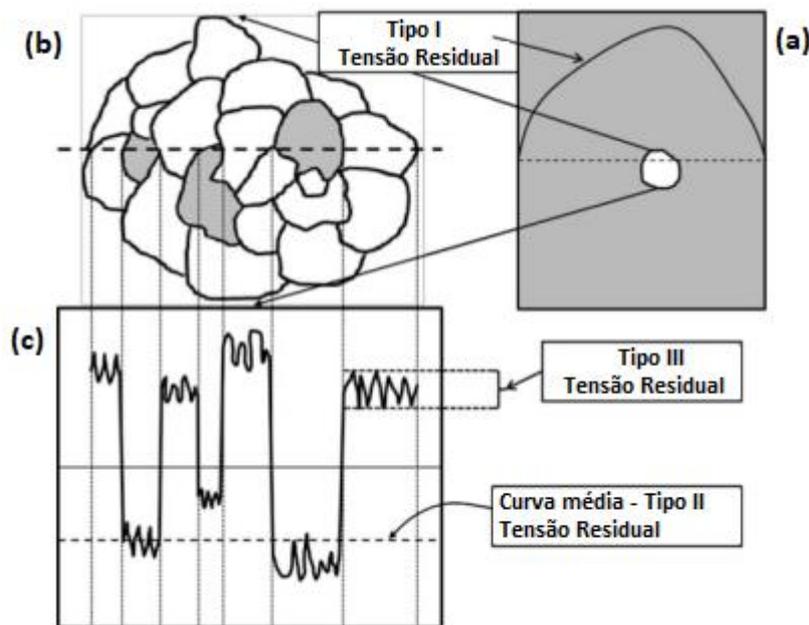
Fonte: Adaptado de BHADESHIA (2002).

3.4.1 Classificação das tensões residuais

Segundo Lu, (1996) podemos classificar as tensões residuais em macroscópica (Tipo I), microscópica (Tipo II) e submicroscópica (Tipo III). As tensões do Tipo I, tem natureza de longo alcance estendendo-se através de vários grãos do material. As tensões do Tipo II, são tensões intergranulares que percorrem a distância de um grão ou parte de um grão. Pode ocorrer entre diferentes fases que possuem características físicas diferentes, ou entre partículas incorporadas, como inclusões, e a matriz. E as tensões do Tipo III ocorrem na escala atômica, relativa aos diferentes tipos de defeitos na rede cristalina (Schajer e Ruud, 2013).

A Figura 11 mostra em (a) um componente e a sua variação de tensão residual do Tipo I ao longo de toda a sua estrutura. Para representar as tensões residuais do Tipo II e do Tipo III, que são microscópicas e submicroscópicas, foi ampliada uma parte do componente (b) para ser analisado. Em (c) são mostradas variações de tais tensões (Tipo II e Tipo III) ao longo dos grãos e o valor médio das tensões do Tipo II (MISHRA e KUMAR, 2014).

Figura 11 - Variação de tensão residual num componente ao longo de sua estrutura.



Fonte: Adaptado de MISHRA e KUMAR (2014)

Segundo Schajer e Ruud, (2013) a maioria das técnicas de medição de tensões residuais tem como objetivo avaliar tensão macroscópicas (Tipo I). Muitas das

técnicas de medição podem ser adaptadas para medir tensões do Tipo II e, possivelmente, do tipo III.

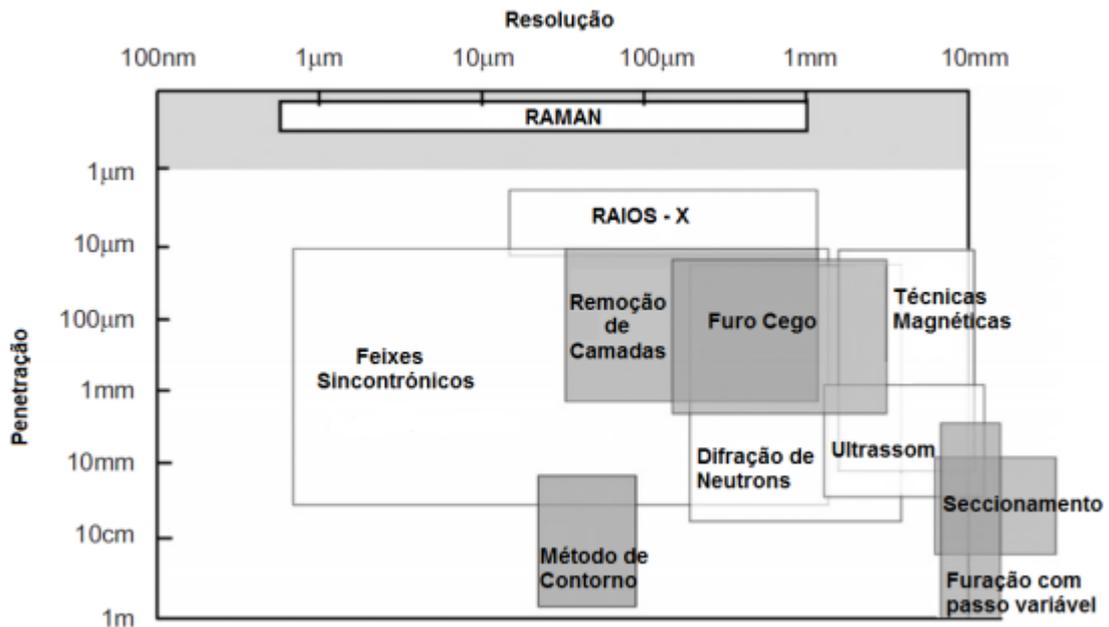
3.4.2 Efeito das tensões residuais

A identificação das tensões residuais no material é importante para a avaliação da integridade estrutural de componentes e estruturas de engenharia. A contribuição das tensões residuais pode ser benéficas ou prejudiciais, dependendo do sinal e da localização dessas tensões (SCHAJER e RUUD,2013). Segundo Lu, (1996) tensões residuais compressivas tem efeito benéfico na vida em fadiga, propagação de trinca e corrosão sob tensão no material, enquanto tensões residuais trativas acarretam uma redução no desempenho dessas propriedades.

3.4.3 Métodos de medição de tensões residuais

Nos últimos anos, vários métodos diferentes para medir as tensões residuais em diferentes tipos de componentes foram desenvolvidos. Técnicas para medir as tensões residuais podem ser classificadas como destrutivas, semi-destrutivas ou não-destrutiva de acordo com o nível de dano introduzido no componente medido. As técnicas destrutivas e semi-destrutivas estão relacionadas à alteração do estado de equilíbrio das tensões residuais, ocorrendo um alívio dessas tensões na região de análise. Esses métodos dependem da medição de deformações devido à liberação de tensões residuais após a remoção do material da amostra. Método do seccionamento, método de contorno, método do furo cego, método da remoção de camada são as principais técnicas destrutivas e semi-destrutivas usadas para medir tensões residuais nos componentes estruturais. Os métodos destrutivos geralmente medem parâmetros físicos ou cristalográficos do material em análise. Métodos não destrutivos incluem difração de raios X ou nêutrons, métodos de ultrassom e métodos magnéticos. Figura 12 mostra a correlação entre as técnicas e suas profundidades de penetração em relação à superfície. As partes sombreadas indicam as técnicas destrutivas de medição.

Figura 12 - Profundidade de penetração vs resolução para várias técnicas de medição de tensões residuais.



Fonte: (SCHAJER e RUUD, 2013; AMAVISCA, 2019)

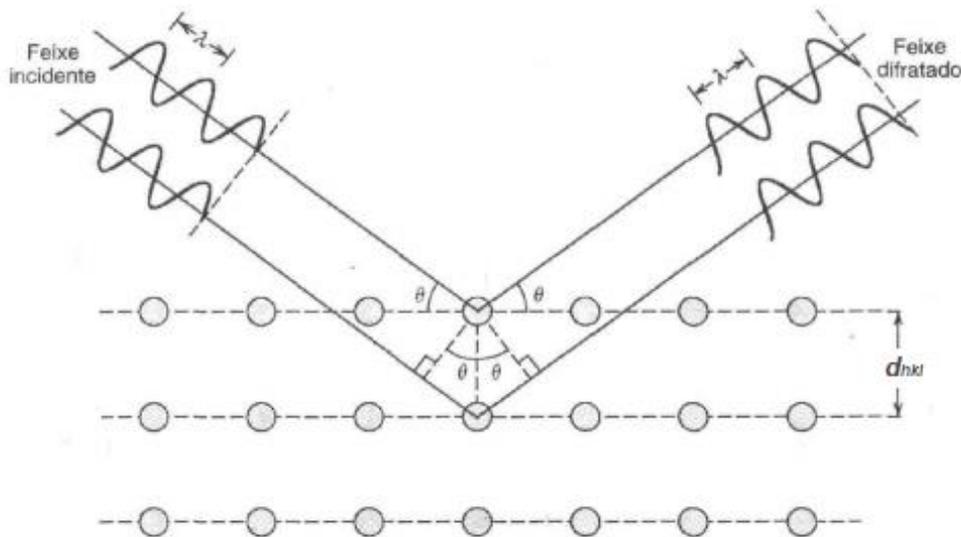
Métodos de medição de tensões residuais tornam-se cada vez mais importantes para a avaliação de danos relacionados à fadiga, uma vez que muitos componentes estruturais, por exemplo, pontes, estruturas de aeronaves ou plataformas offshore, precisam ser inspecionados periodicamente para evitar grandes danos ou até falhas. (ROSSINI et al., 2012).

3.4.4 Difração de Raios X

Quando um material está sob tensão aplicada ou residual, as tensões elásticas resultantes fazem com que ocorra uma alteração no espaçamento entre os planos atômicos da estrutura cristalina. O método de difração de raios X tem como princípio a medição do espaçamento entre planos da rede cristalina dos materiais, através do uso de feixes estreitos de raios X. (RUUD, 2002; NOYAN e COHEN, 1987). Segundo CALISTER (2007), os raios X são uma forma de radiação eletromagnética que possuem curtos comprimentos de onda, da ordem de magnitude dos espaçamentos atômicos nos sólidos, e elevadas energias. Quando um feixe de raios X incide sobre um material sólido, uma fração deste feixe se dispersa, ou se espalha, em todas as direções pelos elétrons associados a cada átomo ou íon que se encontra na trajetória do feixe. De acordo com a Lei de Bragg é possível determinar o espaçamento entre

os planos atômicos da estrutura cristalina. Esta lei pode ser demonstrada na Figura 13 se assumirmos que um feixe de raios X, paralelos, monocromáticos e coerentes, com um comprimento de onda λ , incide em dois planos paralelos, que possuem o mesmo índice de Miller e estão separados por um espaçamento interplanar d_{hkl} , com um ângulo (θ).

Figura 13 - Difração de raios X por planos paralelos.



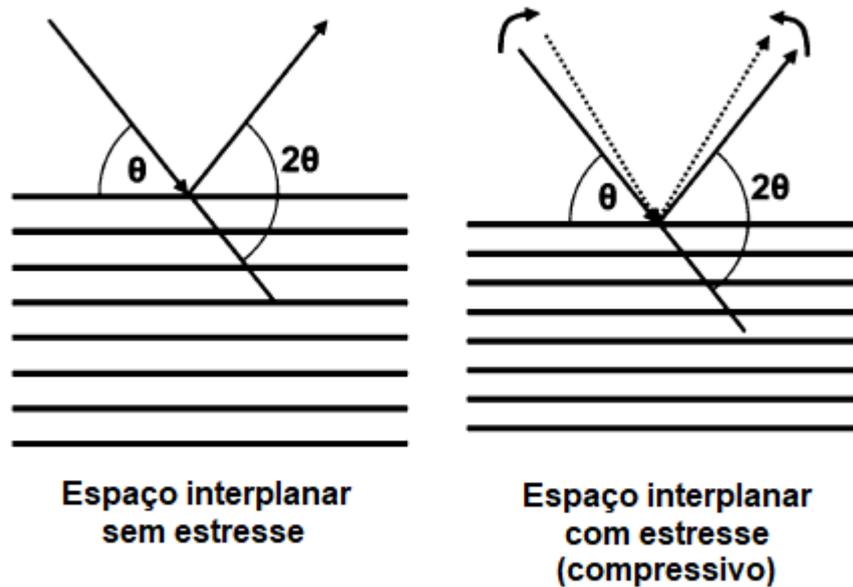
Fonte: Adaptado de CALISTER, 2007

A condição para difração, proposta por Bragg, é demonstrada na Equação (3):

$$n\lambda = 2d_{hkl} \sin(\theta) \quad (1)$$

Onde n é a ordem da reflexão, que pode ser qualquer número inteiro (1, 2, 3,...) consistente com $\sin(\theta)$ não excedendo a unidade (CALISTER, 2007). A Equação (3) indica que o ângulo de Bragg varia conforme o espaçamento interplanar. O espaçamento interplanar depende de vários fatores, como composição, temperatura, tensão residual, etc. A Figura 14 mostra como o ângulo de Bragg aumenta para uma amostra sob carga compressiva.

Figura 14 - Difração de raios X por planos paralelos sem e com tensão.



Fonte: Adaptado de MISHRA e KUMAR, 2014

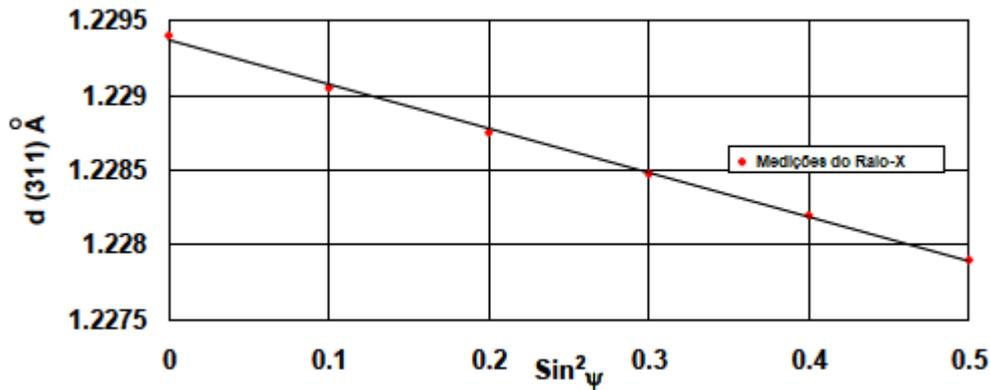
A deformação perpendicular ao plano de difração é calculada usando a Equação (2).

$$\varepsilon_i = \frac{d - d_0}{d_0} \quad (2)$$

Onde i representa as coordenadas x e y , e o d_0 é o espaçamento interplanar de uma amostra livre de tensão. Como mencionado anteriormente, mudanças de composição e temperatura também podem afetar o espaçamento interplanar. Portanto, em um processo como a soldagem, espera-se que o espaçamento interplanar através da linha de solda seja diferente, mesmo na ausência de tensões residuais devido à diferença na microestrutura em diferentes regiões. Logo, o espaçamento interplanar é medido sobre condições livres de tensão e sobre diferentes estados microestruturais em vários locais. (MISHRA e KUMAR, 2014).

O método mais usado para determinar a tensão residual é o denominado $\text{sen}^2\psi$. Várias medidas de DRX são feitas em diferentes inclinações de ψ (ângulo entre o plano normal de difração e a superfície da amostra) e o espaçamento interplanar, ou posição do pico 2θ , é medido e plotado como uma curva semelhante à mostrada na Figura 14.

Figura 15 - Curva da distância interplanar pelo ângulo ψ .



Fonte: Adaptado de MISHRA e KUMAR, 2014

Assim, a tensão residual é calculada a partir da Equação (3).

$$\sigma_{\phi} = \left(\frac{E}{1 + \nu} \right) \cdot m \quad (3)$$

Onde “ m ” é a coeficiente angular da reta gerada, “ E ” o módulo de elasticidade do material e “ ν ” é o coeficiente de Poisson (FITZPATRICK et al., 2005).

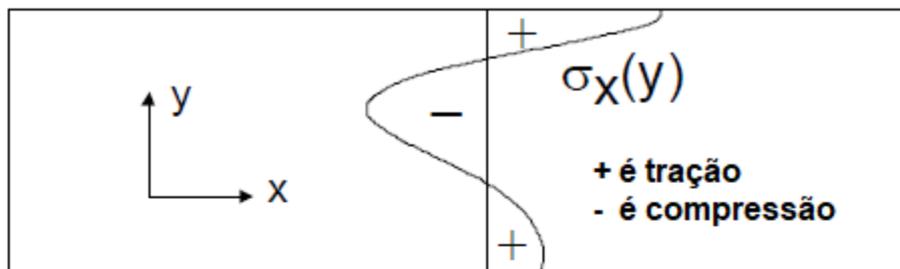
Como os raios X colidem sobre uma área da amostra, muitos grãos e cristais contribuem para a medição e o número exato da medida depende do tamanho do grão e da geometria do feixe. Embora a medição seja considerada próxima da superfície, os raios X penetram a uma certa distância no material. A profundidade de penetração depende do ânodo usado no equipamento de raios X, do material a ser analisado e do ângulo de incidência. (FITZPATRICK et al., 2005).

3.4.5 Método do Contorno

O método de contorno é uma técnica de medição residual destrutiva que permite determinar o mapa bidimensional das tensões residuais normais a secção transversal da amostra. A técnica consiste em medir os deslocamentos normais à seção transversal da peça seccionada para calcular as tensões residuais que existiam no componente antes o corte. Introduzido pela primeira vez por Prime e Gonzales (2000),

o método tem base teórica nos princípios de superposição elástica de Bueckner, sendo a tensão necessária para forçar uma superfície a voltar à sua forma original como a tensão residual inicialmente presente no corpo de prova, como mostrado na Figura 16.

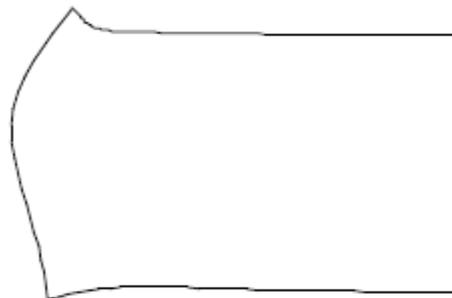
Figura 16 - Princípio da superposição aplicado no método do contorno



A Distribuição da tensão residual original

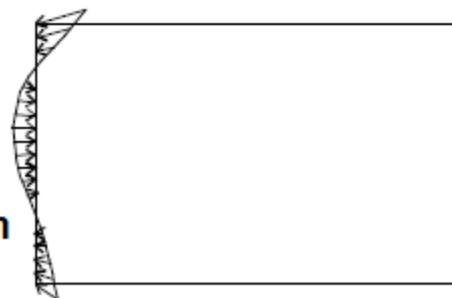
= B

**Parte cortada no meio,
tensões aliviadas na
face do corte**



+ C

**Forçar a superfície
cortada de volta ao
estado original.
Todas as tensões voltam
aos valores originais**



Fonte: Adaptado de PRIME, 2001

A medição do contorno da superfície fornece informações sobre os deslocamentos somente na direção normal (x) às superfícies cortadas, desconsiderando os deslocamentos na direção transversal (y). Portanto, a aproximação analítica apresentada na etapa C da Figura 16 forçará a superfície de volta à sua configuração original somente na direção normal (x) ao plano, deixando os deslocamentos na

direção transversal (y) sem restrições. Se as tensões de cisalhamento residuais forem zero nas superfícies cortadas, a aproximação é exata: as contrações de Poisson farão com que a superfície retorne à sua posição transversal original. No caso geral, supõe-se que as tensões de cisalhamento nas superfícies cortadas sejam pequenas a ponto de satisfazer essa condição (PRIME e GONZALES, 2000).

O método de contorno é realizado em quatro etapas:

(i) Corte da amostra - Para a realização do corte a amostra deve estar fixada nos dois lados perpendiculares ao corte, de maneira impedir mudanças na direção do plano de corte enquanto ocorre o alívio das tensões. Corte por eletroerosão a fio é o mais indicado, pois não aplica deformações plásticas localizadas como técnicas de usinagem convencionais. Deve ser realizado um corte reto e perpendicular ao eixo da peça, sem quebra do fio.

(ii) Medição dos deslocamentos - As superfícies geradas pelo corte devem ser medidas. Em geral, a forma dos contornos da superfície terá deslocamentos de magnitude da ordem de $10\ \mu\text{m}$ a $100\ \mu\text{m}$. Uma máquina de medição de coordenadas (MMC) é um dispositivo amplamente utilizado para este fim e recomenda-se que seja programado para adquirir pontos em todas as superfícies cortadas com espaçamento entre pontos suficientes para formar o campo de deslocamento da amostra. (Prime et al., 2013)

(iii) Análise dos dados – Todos os pontos de medição que são claramente atípicos do contorno da superfície geral são removidos do conjunto de dados. Tais pontos de medição podem existir devido a erros na medida do contorno da superfície, por exemplo, a sonda escorregando na borda da amostra; ou devido a problemas de corte localizados, por exemplo, quebra de fio. Depois da limpeza dos dados, as duas superfícies de dados de medidas devem ser alinhadas ao mesmo quadro de coordenadas, de forma que os pontos do material antes do corte coincidam nas duas superfícies. Essas duas superfícies aparecem como imagens espelhadas, portanto, uma das coordenadas cartesianas será invertida para conectar os pontos correspondentes nas duas superfícies. Se mais alinhamento for necessário, é necessário executar translação e rotação do corpo rígido no plano da superfície de corte para definir ambas as superfícies no mesmo quadro de coordenadas. (PRIME et al., 2013)

Com as duas superfícies no mesmo quadro de coordenadas deve ser feita a média dos dados das duas superfícies. Essa média reduz o erro da tensão de cisalhamento

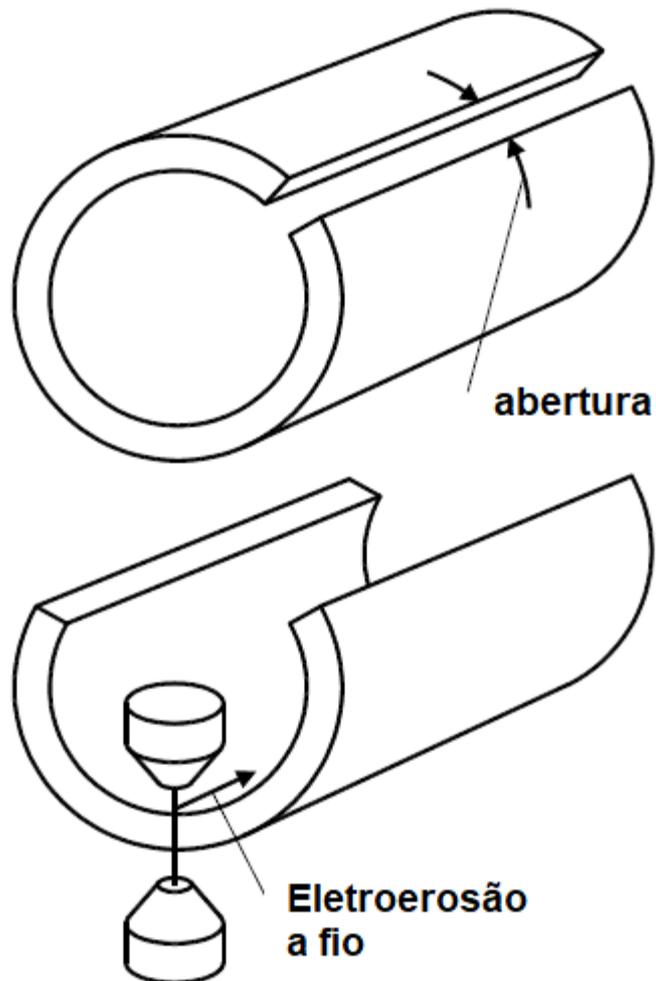
existente no plano de corte e, também, das variações do caminho de corte de um plano. (PRIME et al., 2013). Com os dados da média recomenda-se realizar a suavização dos dados podendo ser utilizados diferentes métodos como, por exemplo, *spline*, série de Fourier ou suavização polinomial.

(iv) Cálculo das tensões residuais originais - Para o cálculo das tensões residuais um modelo de elemento finito, que representa metade da peça original, deve ser construído com base nas medições da amostra. Esta seção transversal pode normalmente ser "extrudada" na terceira dimensão com base em medições dimensionais simples. Os deslocamentos derivados da função de suavização ajustada aos dados da superfície medida são aplicados como condições de contorno nos nós de elementos finitos da superfície de corte modelada, com sinal inverso. Para a realização desses modelos, usualmente são utilizadas condições de contorno adicionais a fim de restringir movimentos do corpo rígido. (PRIME et al., 2004; ZHANG, 2004; HOSSEINZADEH et al., 2013).

3.4.6 Método de contorno em materiais cilíndricos

Medir tensões circunferenciais em uma geometria cilíndrica requer atenção especial com o método de contorno. Em um cilindro, as tensões circunferenciais residuais podem ter um momento de flexão através da espessura de um anel. Para a medição do método de contorno, um corte radial resultaria em tensões excessivas acumuladas na ponta do corte por causa da flexão e do momento (PRIME, 2011). Segundo Prime, (2011) deve ser feito um corte no cilindro, relaxando o momento fletor. A abertura resultante é medida e usada para calcular as tensões do momento fletor. Um corte subsequente é usado para medir as tensões restantes circunferenciais com o método de contorno, conforme a Figura 17. Como o momento de flexão é relaxado antes do corte de contorno, os problemas de plasticidade são evitados.

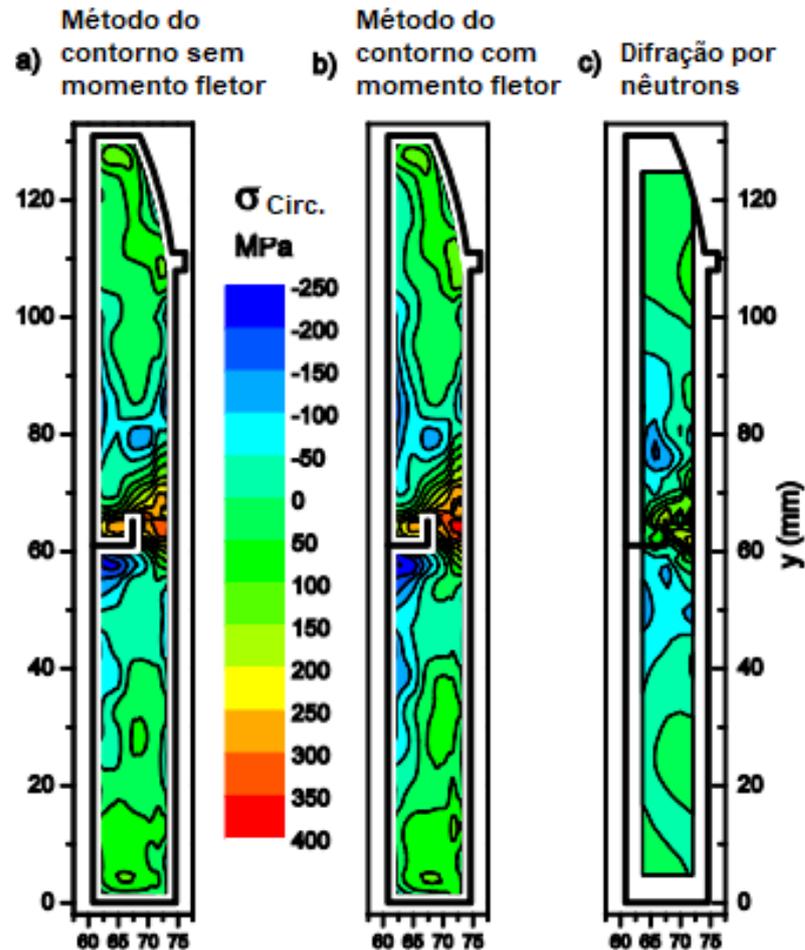
Figura 17 - Processo de corte múltiplo para medição de tensões residuais em cilindros.



Fonte: Adaptado de PRIME, 2011

No estudo realizado por Prime (2011) os resultados obtidos pelo método do contorno e do cálculo das tensões do momento fletor foram comparadas com os resultados da técnica de difração por nêutrons conforme a Figura 18.

Figura 18 –Método do contorno sem momento fletor (a). Método do contorno com o momento fletor (b). Difração por nêutrons (c).



Fonte: Adaptado de PRIME, 2011.

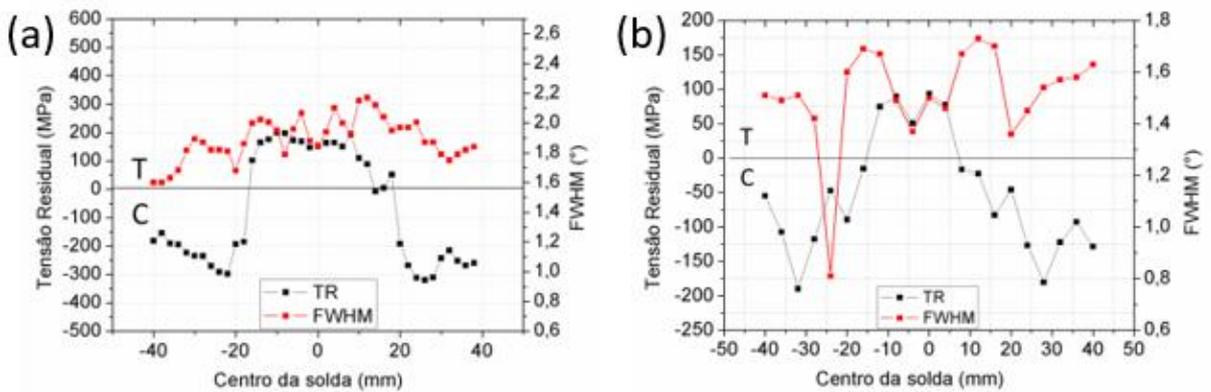
Segundo Prime (2011) as tensões do momento fletor concordaram bem com as tensões medidas por difração de nêutrons, validando esta parte do procedimento. As tensões do momento fletor foram uma pequena fração da magnitude da tensão total, mas poderia ter um grande efeito nos erros de plasticidade se eles não fossem aliviados.

3.4.7 Tensões residuais em tubos soldados

O estudo realizado por de Moraes (2018) comparou os estados de tensão residual em tubos soldados por fricção API 5L X65 com aqueles obtidos por soldagem a arco com gás tungstênio (GTAW). A difração de raios X (DRX) foi usada para avaliar as tensões residuais. Para a realização da difração de raios X no tubo soldado por fricção

foi retirada a rebarba (*flash*) interna e externa, obtendo uma avaliação mais detalhada da distribuição de tensões residuais ao longo de todas as zonas microestruturais da solda. Os resultados mostraram que cada método de soldagem levou a diferentes estados de tensões residuais. A solda por fricção levou a um estado de tensões residuais mais baixos na linha central da solda comparado a soldagem por fusão, conforme observamos na Figura 19.

Figura 19 - Medição da tensão residual por DRX. Tensão residual circunferencial por arco com eletrodo de tungstênio (a), Tensão residual circunferencial por solda por fricção (b)

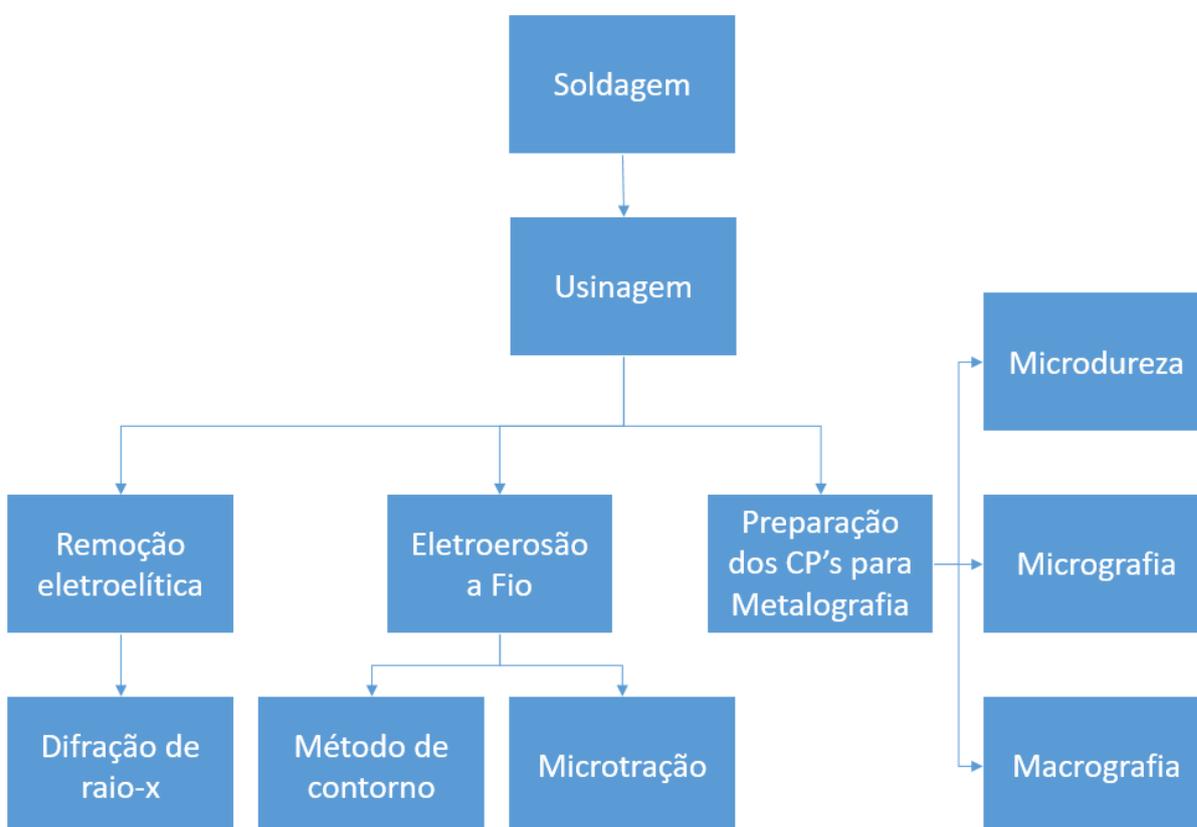


Fonte: adaptado de DE MORAES, 2018

4 MATERIAIS E MÉTODOS

O objeto de estudo foram 3 tubos soldados pela máquina de soldagem por fricção MASF 1500 realizado no Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF) da UFRGS, que disponibilizou o equipamento e materiais necessários. Para verificar as características metalúrgicas e a magnitude das tensões residuais foram feitas análises metalúrgicas e mecânicas. O fluxograma com a sequência de procedimentos executados neste trabalho é apresentado pela Figura 20.

Figura 20 - Fluxograma da metodologia



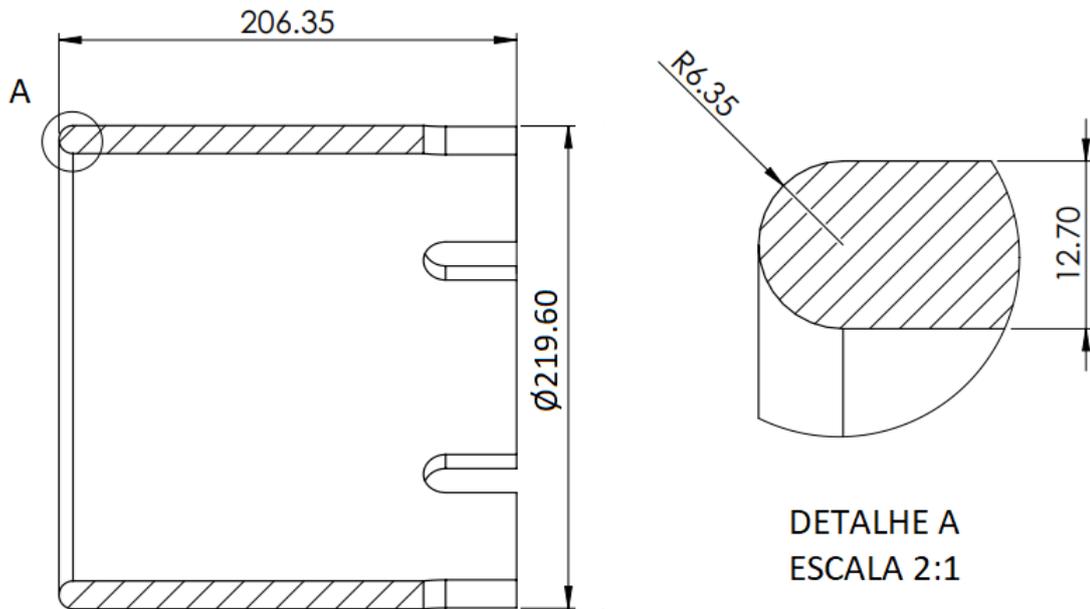
Fonte: O AUTOR

4.1 MATERIAL E GEOMETRIA

Os materiais utilizados neste estudo foram 6 segmentos de tubos de aço API grau B, com diâmetro externo de 220 mm e espessura de 12,5 mm, e 3 segmentos de tubos de aço API X65 PSL2, com diâmetro externo de 220 mm e espessura de 22 mm

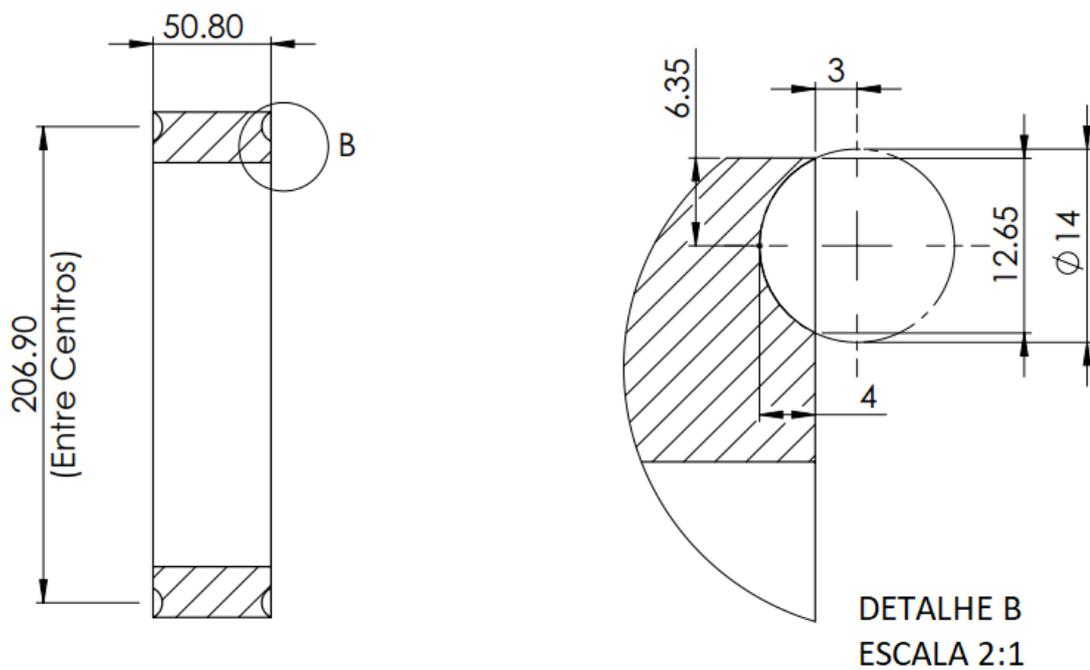
utilizados como anéis. Todas as peças foram usinadas nas faces com geometria de soldagem, auxiliando o alinhamento na hora da soldagem, conforme Figura 21 e Figura 22.

Figura 21 - Geometria do tubo para soldagem



Fonte: O AUTOR

Figura 22 - Geometria do anel para soldagem

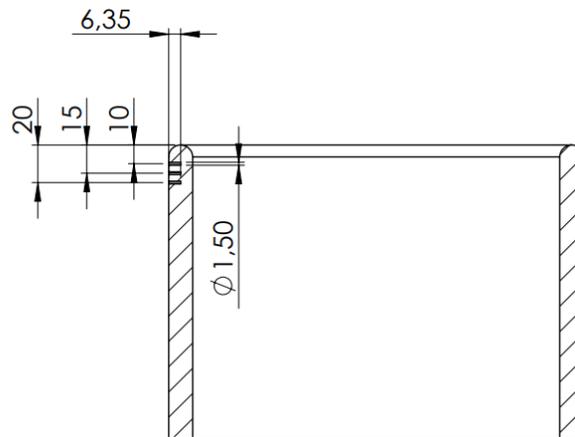


Fonte: O AUTOR

4.2 MEDIÇÃO DE TEMPERATURA

Durante a soldagem dos tubos foi realizada a aquisição de temperatura com termopares tipo K, inseridos em orifícios de 1,5 mm de diâmetro e 6,35 mm de profundidade (metade da espessura da parede do tubo), em três pontos distintos, 10 mm, 15 mm e 20 mm a partir da face de contato, como demonstrado na Figura 23 e Figura 24. Para a aquisição de dados foi utilizado o equipamento LYNX ADS 2000 com frequência de aquisição de 10Hz e filtro passa-baixa de 5Hz apresentado na Figura 25.

Figura 23 - Posicionamento dos termopares.



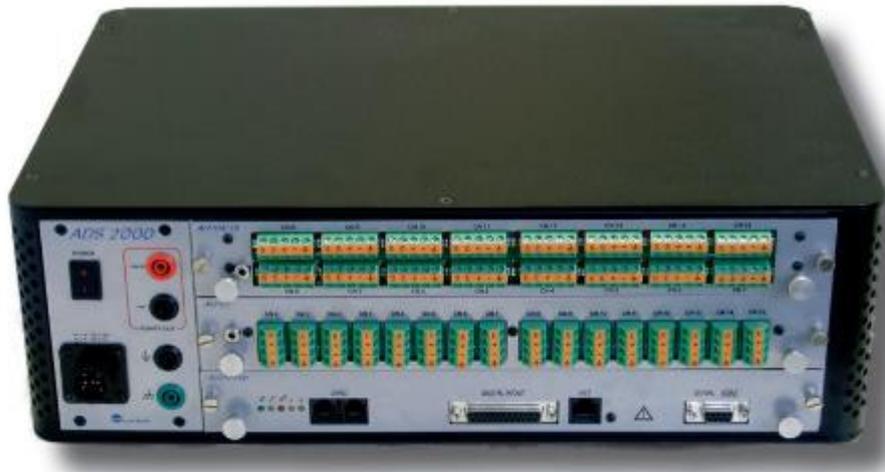
Fonte: O AUTOR

Figura 24 - Tubo com os termopares fixados com cintas metálicas.



Fonte: O AUTOR

Figura 25 - Lynx ADS 2000



Fonte: LYNXTEC

4.3 EQUIPAMENTO DE SOLDAGEM

A máquina de soldagem de tubos por fricção axial com anel rotativo (MASF 1500) desenvolvida no LAMEF é apresentada na Figura 26. A MASF possui seis motores elétricos com 50 HP cada que giram o eixo onde é posicionado o anel alcançando velocidade de rotação de até 500 rpm (ALBA et al., 2016). A máquina possui 3 atuadores de cada lado para a fixação e alinhamento axial dos tubos a serem soldados. Também possui 6 atuadores, 3 para cada lado da máquina, que

movimentam os tubos em direção ao anel. Cada atuador tem uma célula de carga e um sensor de deslocamento. Esse monitoramento, aquisição e o controle do processo de soldagem foram realizados por um conjunto de controladores digitais servo-hidráulicos *FlexTest Workstation* da marca MTS. A máquina possibilita a variação da força axial, do deslocamento axial, da velocidade de rotação e o tempo de soldagem para o controle dos parâmetros de soldagem.

Figura 26 - Máquina de soldagem por fricção MASF 1500



Fonte: PISSANTI et al., 2015

Esse projeto foi desenvolvido para unir tubos com comprimentos superiores a 1500 milímetros e variados diâmetros. Com o uso em laboratório estão sendo realizadas as soldas com segmento de tubos adaptados para unir amostras de aproximadamente 200 mm. As amostras são fixadas num prolongador com adaptador na extremidade Figura 27 (PISSANTI, 2017). Essa alternativa é utilizada para ter um melhor aproveitamento de tubos com materiais inovadores e de difícil aquisição devido ao alto custo e produções limitadas.

Figura 27 - Sistema de encaixe para posicionar o tubo



Fonte: PISSANTI, 2017

4.4 PROCEDIMENTO DE SOLDAGEM

Foram definidas 3 combinações de parâmetros de soldagem fundamentadas nos resultados dos estudos Buzzatti et al. (2020), duas combinações de parâmetros de soldas de melhor desempenho: 20 s de pré-aquecimento, 20 mm de queima, 5 e 10 kN/s de taxa de força axial. E, para efeito de comparação, o terceiro parâmetro de soldagem foi de 20 s de pré-aquecimento, 20 mm de queima, 7,5 kN/s de taxa de força axial. Conforme Tabela 3.

Tabela 3 - Parâmetros de soldagem do processo por fricção

Amostra	Taxa de carregamento (kN/s)	Pré-aquecimento (s)	Consumo (mm)	Rotação (rpm)
S1	5	20	20	500
S2	7,5	20	20	500
S3	10	20	20	500

Fonte: O AUTOR

4.5 CARACTERIZAÇÃO DA AMOSTRA

Para a realização do corte da amostra para caracterização foram posicionados dois extensômetros no sentido paralelo a solda a 180° do primeiro corte conforme a

Figura 28. A finalidade desses extensômetros é medir o relaxamento do momento fletor devido ao corte feito pela serra fita.

Figura 28 - Posição dos extensômetros



Fonte: O AUTOR

Após o corte, as amostras foram usinadas por fresagem com baixo avanço para a retirada da rebarba interna e externa, sendo refrigeradas com óleo mineral para manter o estado original da distribuição das tensões residuais. Em seguida as amostras foram divididas em três partes para as análises de:

- Metalografia, medição de dureza, corpo de prova para tração e microtração
- Medição do contorno;
- Medição de raios X.

A Figura 29 o segmento de tubo retirado para as análises de MC e RDX.

Figura 29 - segmento de tubo para análise de MC e RDX

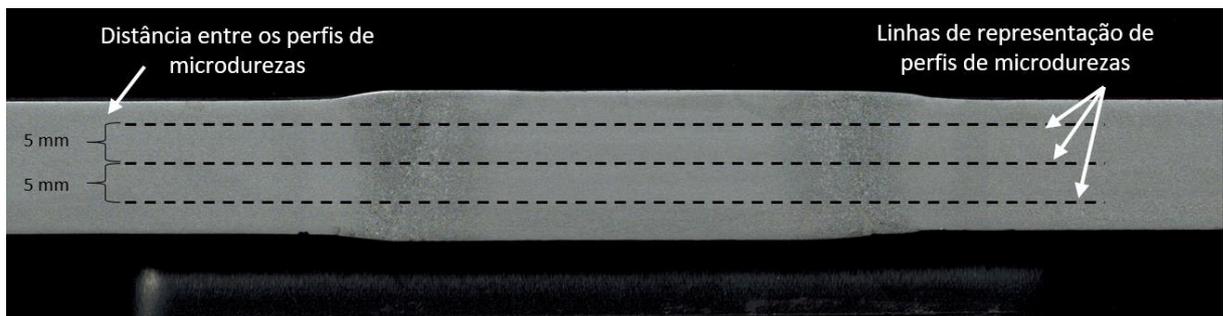


Fonte: O AUTOR

4.5.1 Microdureza

Para a avaliação de dureza foram realizados 3 perfis horizontais de microdureza Vickers na seção transversal da solda para as três amostras analisadas. A carga utilizada foi de 0,5 kgf e a distância entre indentações de 0,3 mm com um comprimento total de 90 mm, conforme a Figura 30. Os perfis foram percorridos por toda a região da solda, começando e terminando no MB do tubo, passando pelas zonas microestruturais ZAC e ZTMA do tubo e do anel e pela ZL. O microdurômetro utilizado foi um Instron, modelo Tukon 2100 B, na escala Vickers e foi realizado conforme a norma ASTM E384-2017.

Figura 30 - As linhas representam a posição dos perfis de microdureza e as zonas das microestruturas



Fonte: O AUTOR

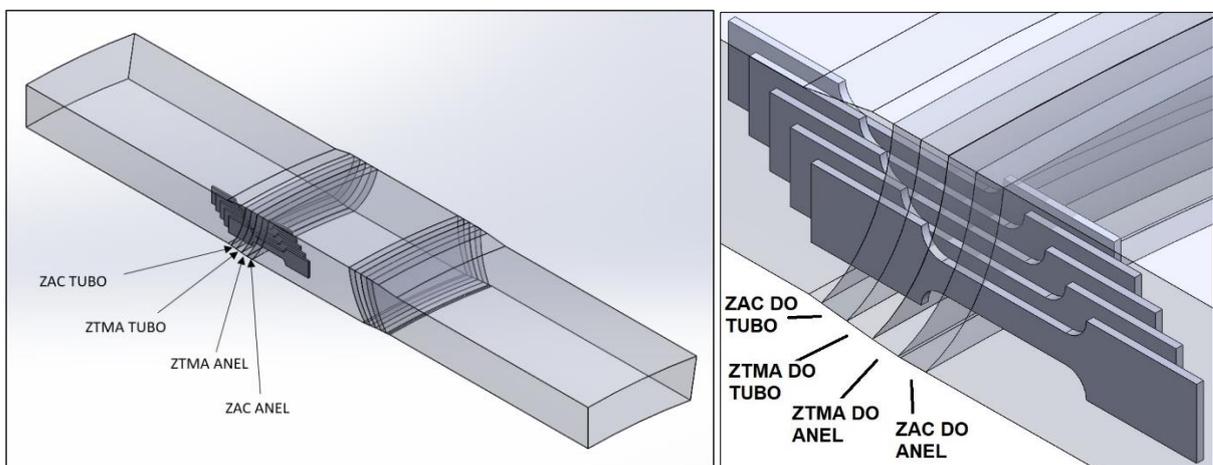
4.5.2 Ensaio Metalográfico

As amostras para avaliação macrográfica e micrográfica foram cortadas com um comprimento de aproximadamente 90 mm e embutidas, em seguida, foram realizadas as preparações das superfícies através do uso de lixas com granulometria de 220, 400, 600 e 1200. A cada troca de lixa foi alternada a direção de lixamento em 90°, eliminando as marcas deixadas pela lixa anterior. As amostras lixadas foram atacadas quimicamente com reagente Nital 3% para análise de macrografia. Com as mesmas amostras foram polidas com panos e pastas de 2 µm e 1 µm e depois de foram atacadas e analisadas com um microscópio óptico Leica modelo DM 2700 M com uma câmera digital Leica MC 170 HD. As análises micrográficas foram realizadas para avaliação microestrutural das diferentes regiões da junta soldada. As principais regiões analisadas foram o Material-base (MB), as zonas afetadas pelo calor (ZAC), as zonas de deformação termomecânica do material (ZTMA) e a interface de solda tubo/anel.

4.5.3 Ensaio de tração usando micro-amostras

Amostras para o ensaio de tração com micro-amostras (*microflat test*) com espessura de 0,5 mm foram extraídas por eletroerosão a fio dos tubos soldados por fricção, localizadas ao longo da junta soldada. A Figura 31 mostra o local e a posição de onde foram retiradas as amostras. As amostras foram obtidas das diferentes zonas microestruturais da junta soldada (ZAC do tubo, ZTMA do tubo, ZTMA do anel, ZAC do anel) e do material de base. Com este ensaio pode-se ter uma caracterização detalhada das propriedades mecânicas locais ao longo da junta soldada (Saccon, 2011).

Figura 31 - Ilustração esquemática da forma que as amostras foram extraídas da seção do tubo



Fonte: O AUTOR

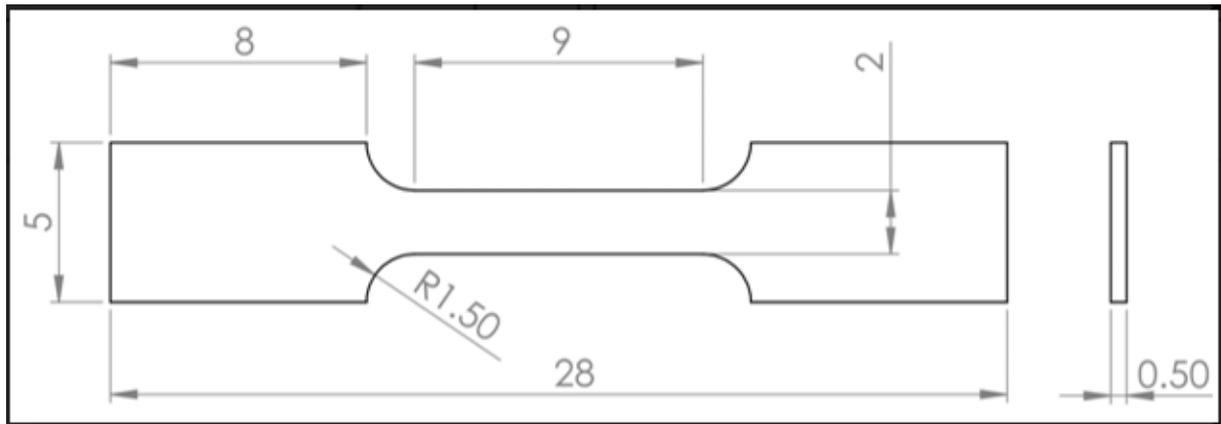
Os ensaios de tração com micro-amostras foram realizados usando uma máquina servo-hidráulica MTS modelo 810, aplicando uma taxa de carregamento de 0,5 mm/min. Os ensaios foram monitorados por extensômetro a laser da MTS modelo LX500 conforme a Figura 32. As dimensões das amostras foram extraídas conforme a Figura 33.

Figura 32 - Ensaio de micro-amostra monitorado por extensômetro a laser



Fonte: O AUTOR

Figura 33 - Dimensões dos corpos de provas obtidos por eletroerosão



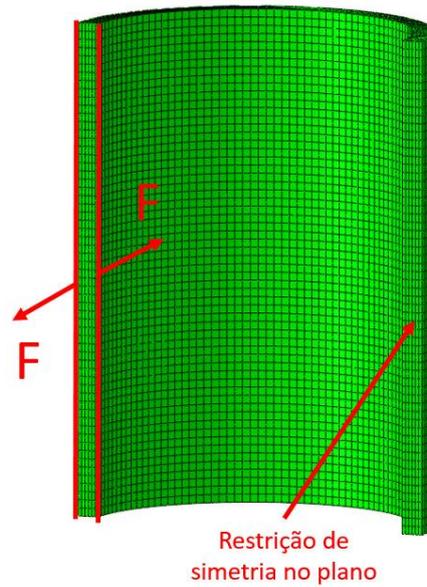
Fonte: O AUTOR

4.6 TENSÕES RESIDUAIS

4.6.1 Alívio do momento fletor

A primeira análise de elementos finitos, usando a malha de 180 graus, foi usada para calcular as tensões do momento fletor liberadas no primeiro corte. Foi empregado o software ABAQUS para realizar a modelagem 3D, que conteve 43.200 elementos com o tipo de elemento C3D8R. Um plano de simetria foi usado para restringir uma superfície e uma distribuição de forças foi usada para aplicar um momento fletor na superfície oposta, conforme demonstrado na Figura 34. A magnitude das forças foi dimensionada, na superfície do modelo de meia simetria, com os dados de sinal oposto dos extensômetros, adaptado de PRIME (2011).

Figura 34 – Modelo de FE para cálculo de tensões de momento fletor.



Fonte: O AUTOR

4.6.2 Ensaio de difração de Raios X

As amostras para a avaliação de tensões residuais por raios X foram usinadas no tamanho de 230 mm de comprimento e 130 mm de largura devido às limitações do equipamento de raios X quanto ao tamanho e massa das amostras. Após a usinagem, as amostras foram pintadas com tinta automotiva excluindo a área que foi submetida a remoção eletrolítica de material por ataque de solução ácida de 40% H₃PO₄, 35% H₂SO₄ e 25% de H₂O e tensão de 5V. A remoção eletrolítica é necessária para a remoção das tensões residuais causadas pela usinagem. A área atacada tem um tamanho 150 mm de comprimento e 20 mm de largura, tanto na superfície externa como na interna da amostra como mostrado na Figura 35.

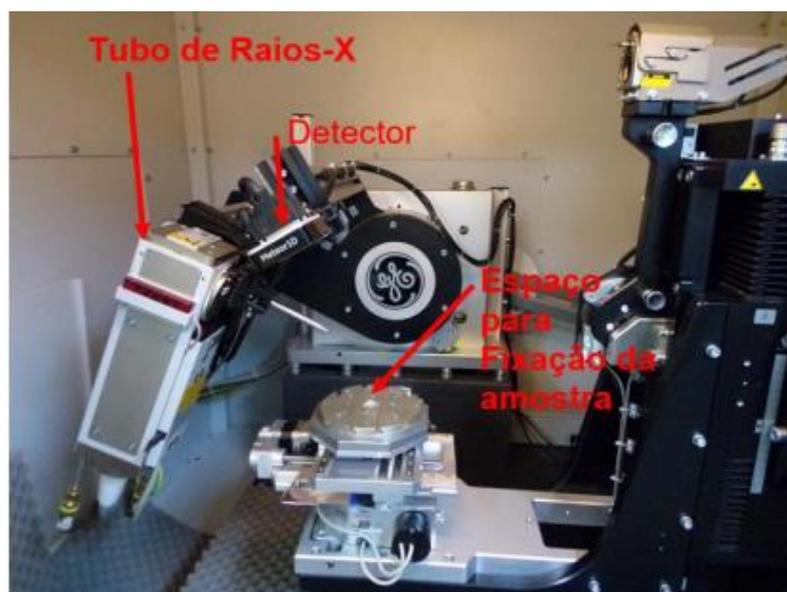
Figura 35 - Amostra para ensaio de raios X



Fonte: O AUTOR

Após a remoção eletrolítica, foram realizadas medições para confirmar a espessura retirada da amostra. Com a superfície preparada a amostra foi submetida a análise de tensão residual utilizando a técnica $\text{sen}^2(\psi)$ em um difratômetro de raios X modelo Seifert Charon XDR M equipado com tubo de raios X com radiação Cr-K α e detector rápido linear Meteor 1D, como mostra a Figura 36. O cálculo das tensões residuais foi feito pelo software General Electric Rayflex Analyses versão 2.503.

Figura 36 - Equipamento de difratômetro de raios X



Fonte: DE MORAES (2018)

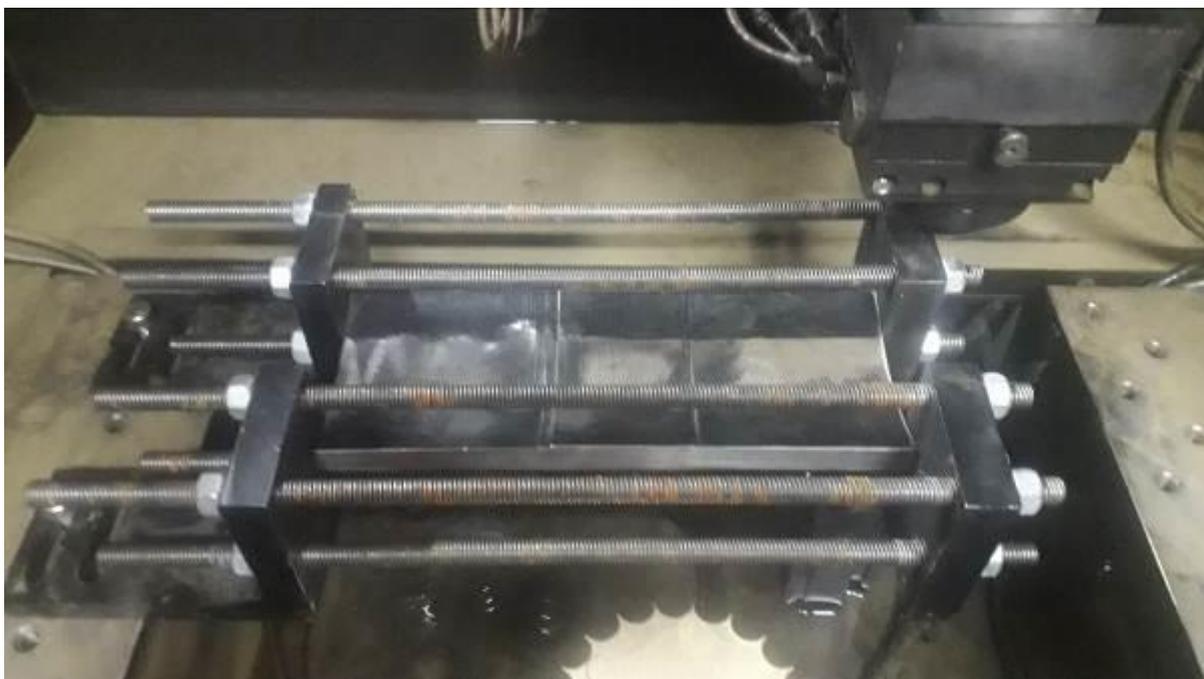
Para o cálculo foram analisados os deslocamentos dos picos de difração referentes ao plano (2 1 1) do Fe CCC.

Foram feitos 75 pontos com espaçamento de 2 mm totalizando um comprimento de medição de 150 mm na direção transversal e longitudinal na superfície interna e externa do tubo. A medição começa pelo material de base do tubo passando pelo anel e terminando no tubo, percorrendo todas as zonas do material.

4.6.3 Ensaio de tensão residual pelo Método de Contorno

As amostras para avaliação de tensão residual pelo método de contorno foram usinadas com 220 mm de comprimento e 130 mm de largura, e depois foram cortadas no sentido perpendicular da solda e no meio da amostra por eletroerosão a fio. Antes do corte a amostra foi fixada em ambos os lados impedindo movimento devido ao relaxamento das tensões residuais, como mostra a Figura 37. O corte foi realizado por eletroerosão a fio com o equipamento modelo Robocut Alfa-OiD, com um fio de latão de 0,25 mm de diâmetro e 1,5 mm/s de velocidade de corte.

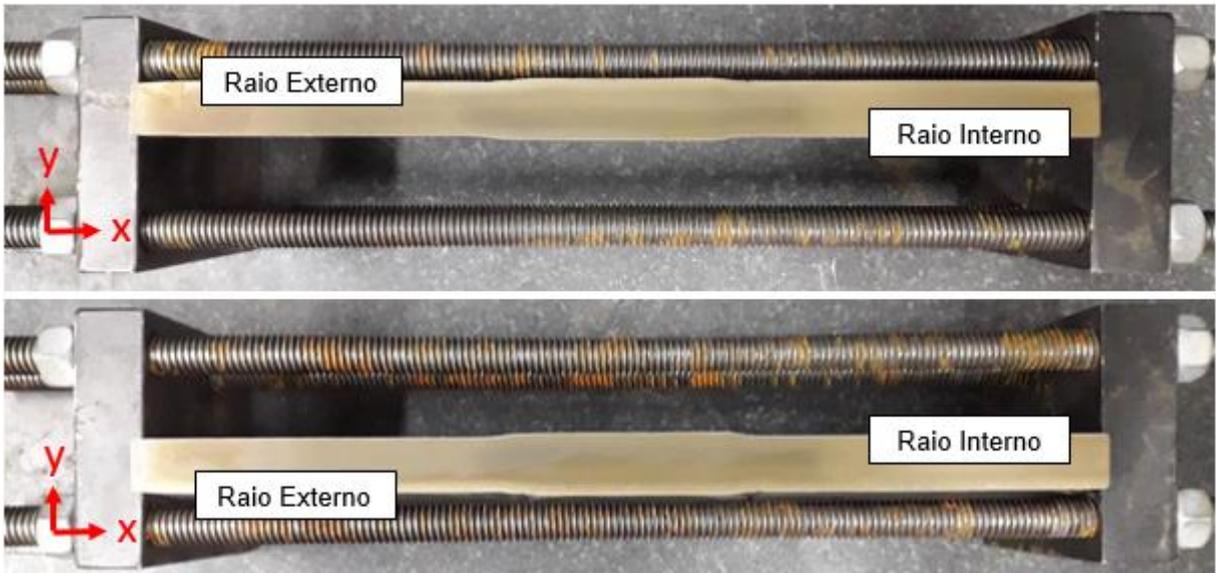
Figura 37 - Fixação da amostra para corte por eletroerosão a fio



Fonte: O AUTOR

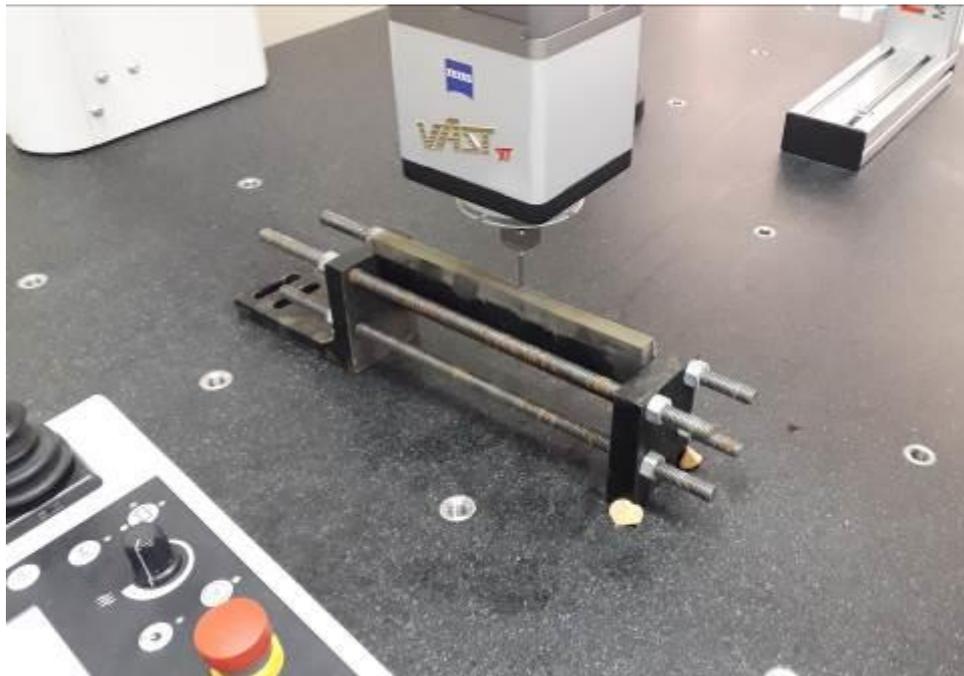
Como resultado foram produzidas duas faces espelhadas, Figura 38, onde o deslocamento normal as superfícies foram medidas usando o equipamento de medição de coordenadas 3D Carl Zeiss, modelo Contura G2, com um rubi de 6 mm de diâmetro, conforme a Figura 39. As duas faces foram medidas criando uma malha retangular com espaçamento de 0,5 mm em cada eixo, totalizando 230 x 9,5 mm.

Figura 38 - Medição da amostra nas duas superfícies



Fonte: O AUTOR

Figura 39 - Medição dos deslocamentos normal a superfície cortada usando medição de coordenadas 3D.

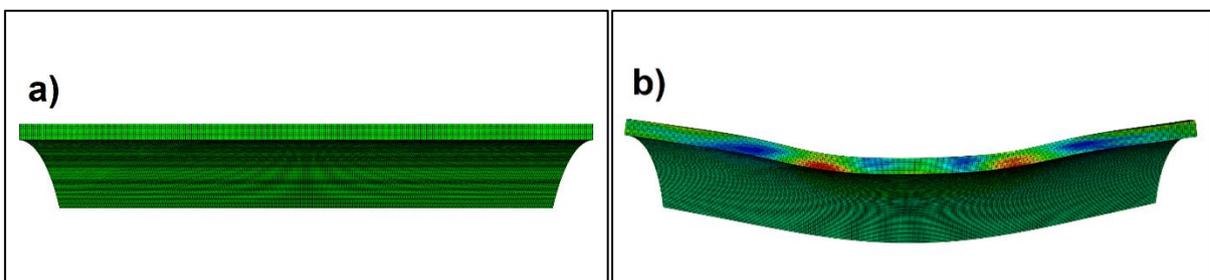


Fonte: O AUTOR

Com os dados obtidos da medição de coordenadas 3D das duas faces da amostra o eixo cartesiano y de uma das faces foi invertido para conectar os pontos correspondentes nas duas superfícies e depois foram realizados a limpeza de ruídos e o alinhamento no mesmo quadro de coordenadas. Com as duas superfícies no mesmo quadro de coordenadas foi feita a média dos dados das duas superfícies. Depois da média foi realizada uma suavização dos dados com uma técnica de interpolação de dados chamada *thin-plate smoothing spline*. A análise dos dados, limpeza de ruídos, alinhamento e suavização foram realizadas no software MATLAB e foram utilizados os programas escritos por Johnson (2008).

Para análise por elementos finitos, foi empregado o software ABAQUS para realizar a modelagem 3D, que conteve 230.928 elementos com o tipo de elemento C3D8R. Foi feita uma modelagem das amostras em um estado não deformado com as mesmas dimensões depois do corte com a eletroerosão. O modelo foi considerado como uma peça única com material homogêneo, isotrópico e elástico, com módulo de Young de 210 GPa e coeficiente de Poisson igual a 0,30. Os dados suavizados foram aplicados como condição de contorno nos nós de elementos finitos da superfície de corte modelada, com sinal inverso. As etapas de análise FE estão ilustradas na Figura 40. Pelo princípio da superposição, o resultado obtido são as tensões normais ao plano de corte.

Figura 40 – (a) modelo FE da seção do tubo em um estado não deformado (b) modelo FE em estado deformado com aumento de 100x.



Fonte: O AUTOR

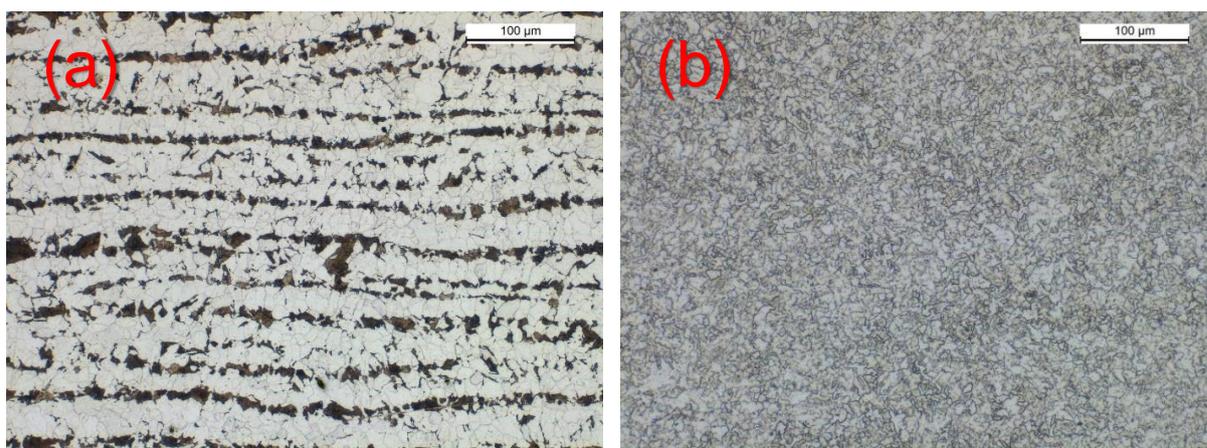
5 RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados referentes às análises metalográficas, microdureza, TR e microtração dos três processos de soldagem por fricção da MASF 1500.

5.1 MATERIAL DE BASE

As amostras das seções transversal dos tubos API 5L Grau B e X65 PSL2 foram analisadas em microscópio óptico. Na Figura 41(a) observa-se que a microestrutura do API 5L Grau B é composta por ferrita (F) e perlita (P) com um aspecto alongado e em faixas relacionado para a direção de trabalho a frio. A amostra de tubo API 5L X65 mostrado na Figura 41(b) observa-se que a microestrutura é mais homogênea e fina, composta por ferrita poligonal (PF) e composto martensita- austenita (M-A).

Figura 41 – (a) Metalografia do sentido transversal do tubo de API 5L Grau B, (b) Metalografia do sentido transversal do tubo de API 5L X65 PSL2.



Fonte: O AUTOR

Os resultados obtidos nos ensaios de microdureza Vickers nas seções longitudinais e transversais dos tubos podem ser observados Tabela 4. Estes valores correspondem a média de cinco medições.

Tabela 4 - Análise de microdureza nos tubos de aço API 5L X65 e Grau B.

Posição	API X65	API Grau B
	Microdureza (HV 0,2)	Microdureza (HV 0,2)
Longitudinal	178	142
Transversal	175	146

5.2 COMPOSIÇÃO QUÍMICA

Os resultados obtidos a partir das análises de composição química encontram-se na Tabela 5. Nesta estão dispostos os valores recomendados pela norma API 5L, os valores do certificado do fornecedor, bem como os valores medidos no laboratório via espectroscopia para os tubos Grau B e X65.

Tabela 5 - Composição química dos tubos (% em peso).

Análise Lamef Grau B	C	Si	Mn	P	S	V	Nb	Ti
	0,174	0,250	1,128	0,016	0,0079	0,0028	0,0014	0,0053
Análise Lamef X65 PSL2	Ni	Cr	Cu	Mo	Al	Co	W	N
	< 0,01	0,003	0,003	0,025	0,029	-	-	0,024
Análise Lamef X65 PSL2	C	Si	Mn	P	S	V	Nb	Ti
	0,098	0,264	1,41	0,009	0,003	0,026	-	-
Análise Lamef X65 PSL2	Ni	Cr	Cu	Mo	Al	Co	W	N
	0,015	0,07	< 0,01	0,051	-	-	-	-

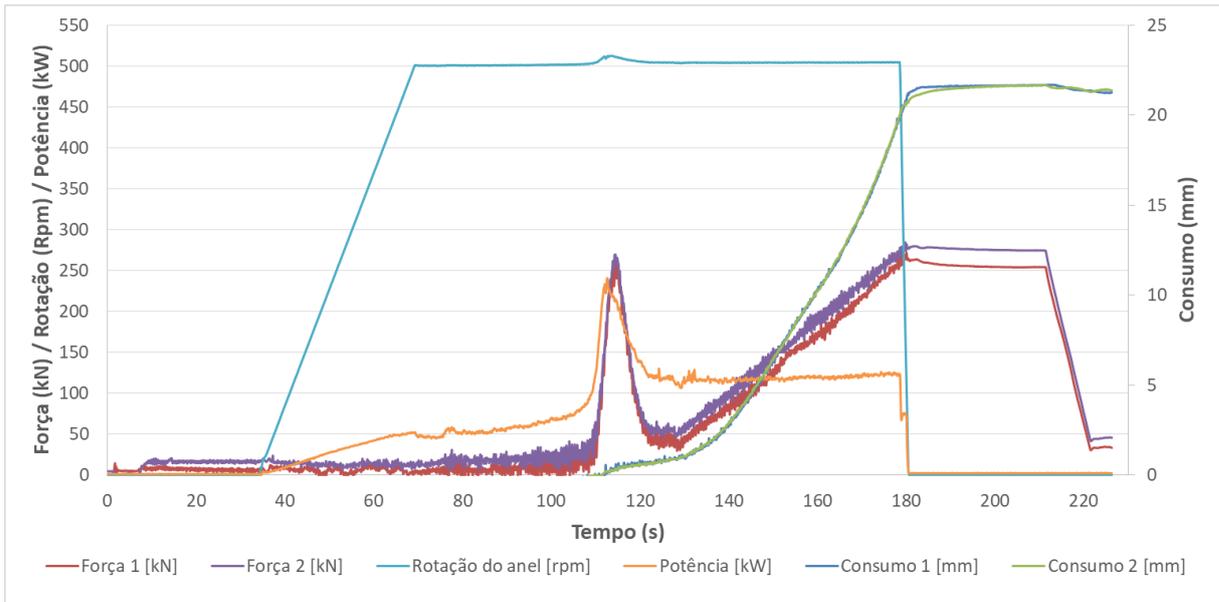
5.3 SOLDAGENS

Os dados de saída foram adquiridos durante a execução da soldagem na MASF 1500 mostrando em tempo real a execução dos parâmetros pré-estabelecidos para a soldagem. As Figura 42, Figura 43 e Figura 44 apresentam os gráficos de saída dos parâmetros de controle das três soldagens. Pelos gráficos pode-se observar o processo de soldagem das amostras S1, S2 e S3, com os parâmetros estabelecidos de velocidade de rotação em rpm (linha azul), consumo ou *burn-off* em milímetros (linha azul forte e cinza), força axial em quilonewtons (linha laranja e amarela), potência do motor elétrico em quilowatts (linha verde) pelo tempo em segundos. Primeiramente ocorre a rotação do anel, cuja velocidade rotacional é aumentada rapidamente até a atingir a velocidade pré-definida (neste caso, 500 rpm). Quando atingida a velocidade pré-definida o tubo é movido em direção ao anel, fazendo contato com a face do anel e aplicando uma força axial, pré-aquecendo o anel e o tubo por 20 segundos. Depois desse ponto o restante do movimento do tubo é medido como consumo. Quando o consumo for atingido (neste caso, 20 mm) a velocidade de rotação é interrompida e a força de forjamento é mantida constante.

Observa-se que as amostras apresentaram força máxima e tempos de aquecimento diferentes devido as taxas de carregamento. O tempo de aquecimento inicia-se no contato entre as faces do tubo com o anel e termina com a parada da

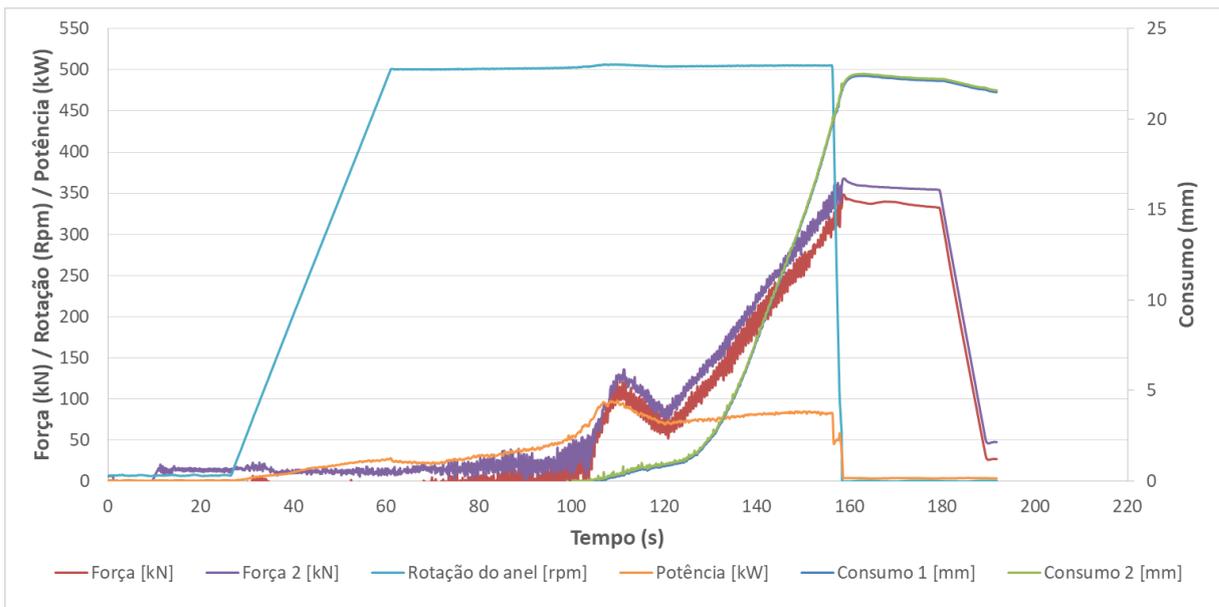
rotação. As amostras S1, S2 e S3 apresentaram 275, 300 e 380 kN de força máxima axial e 70, 60 e 50 segundos de tempo de aquecimento, respectivamente. Este parâmetro tem grande importância na quantidade de calor gerado e propagado ao longo da região soldada e da ZAC. Quanto maior a força máxima menor será a temperatura na junta soldada.

Figura 42 - Gráfico da soldagem da amostra S1 com taxa de carregamento de 5kN/s.



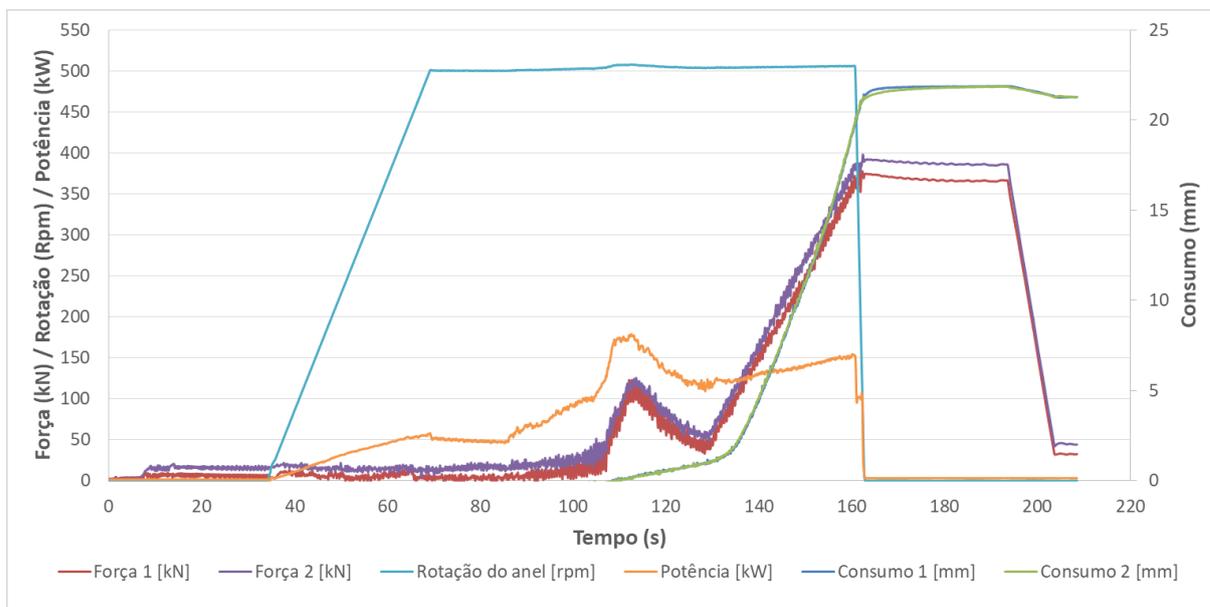
Fonte: O AUTOR

Figura 43 - Gráfico da soldagem da amostra S2 com taxa de carregamento de 7,5kN/s.



Fonte: O AUTOR

Figura 44 - Gráfico da soldagem da amostra S3 com taxa de carregamento de 10kN/s.

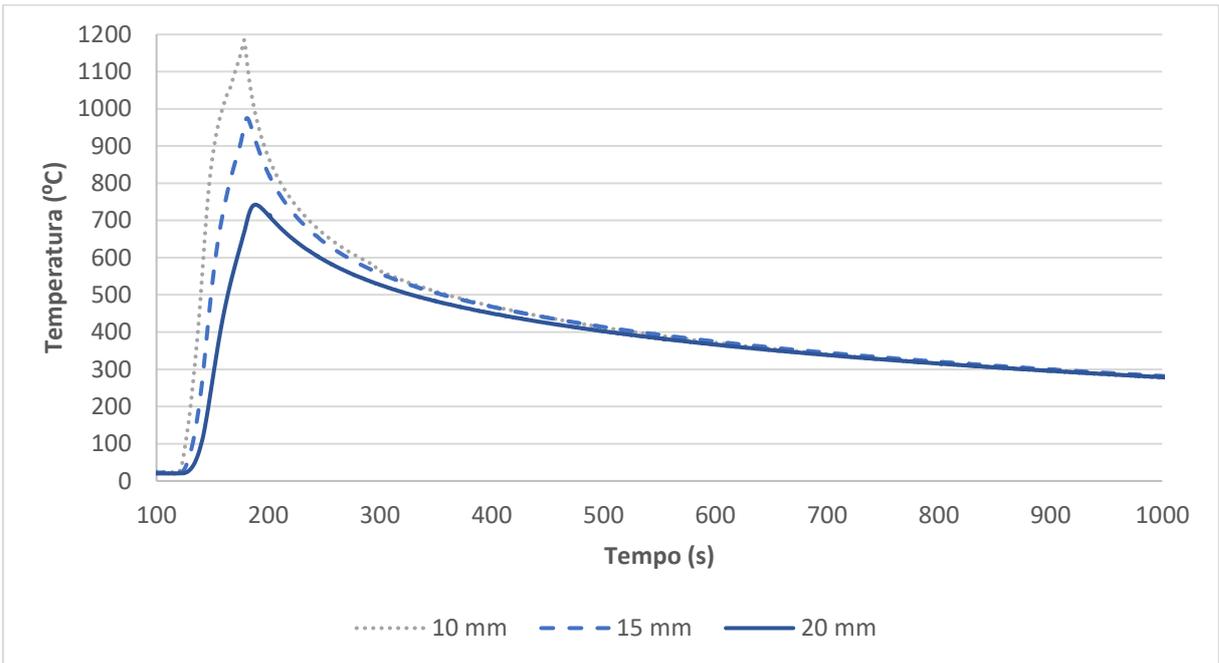


Fonte: O AUTOR

5.4 VERIFICAÇÃO DE TEMPERATURA

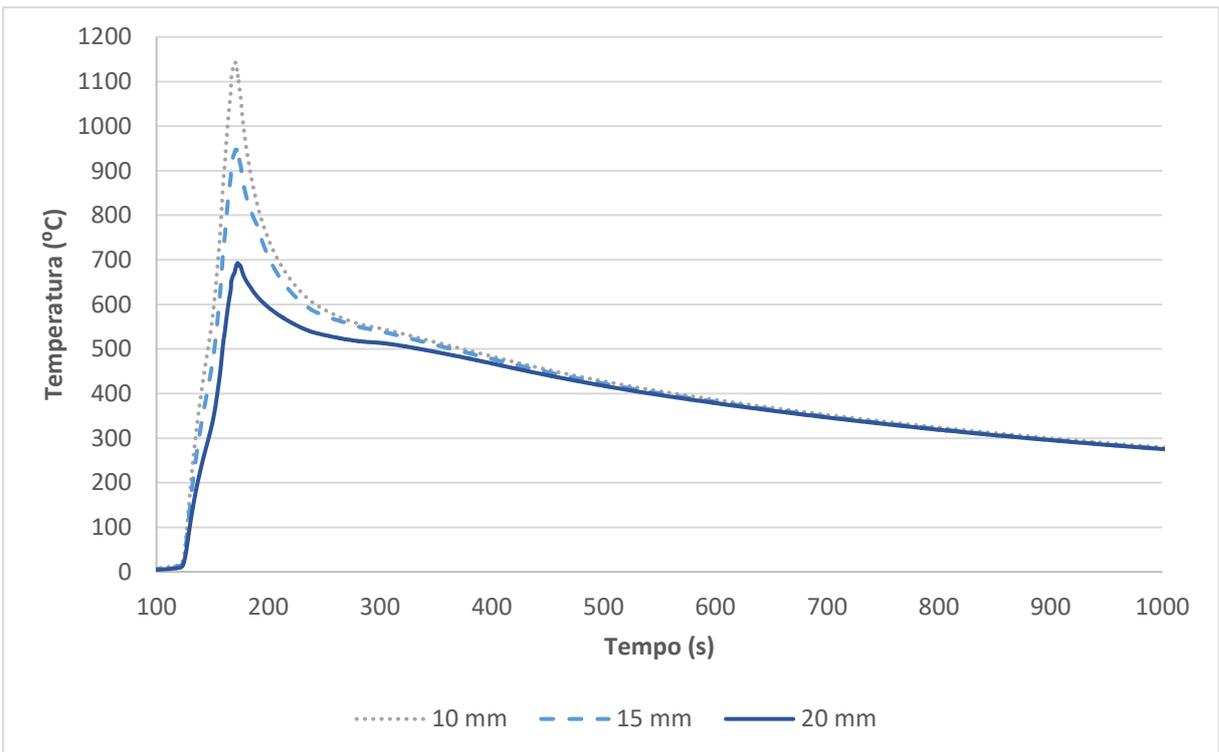
A temperatura tem grande influência durante o processamento do material. Os valores de temperatura obtidos experimentalmente da amostra S1 que obteve as maiores temperaturas é mostrado na Figura 45. Os valores de temperatura obtidos experimentalmente das amostras S2 e S3 são apresentados nas Figura 46 e Figura 47, respectivamente. A Figura 48 compara os resultados do termopar afastado 10 mm da face do tubo, no qual observamos as temperaturas máximas de 1110, 1114 e 1180 °C das amostras S1, S2 e S3 respectivamente. Quanto maior o tempo de aquecimento maior será sua temperatura, a amostra S1, que tem a menor taxa de carregamento, obteve o maior tempo de aquecimento e consequentemente as maiores temperaturas.

Figura 45 - Temperatura da amostra S1 nas distâncias da face do tubo de 10, 15 e 20 mm



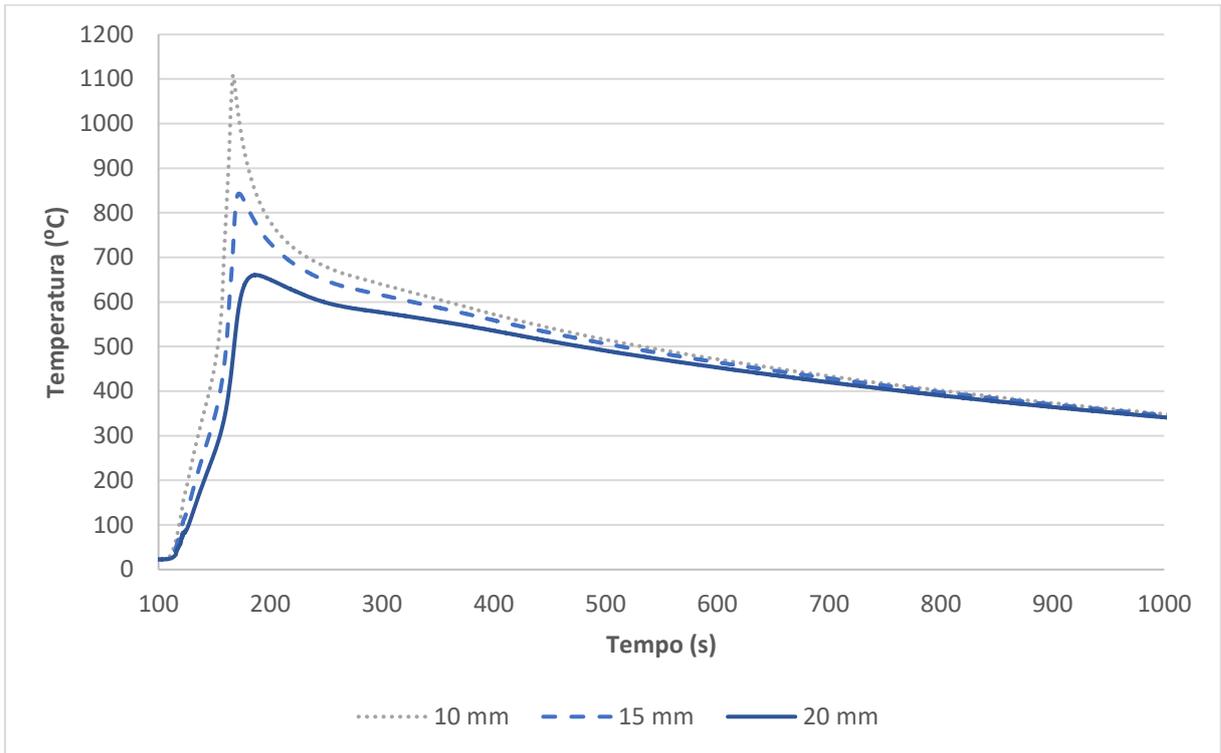
Fonte: O AUTOR

Figura 46 - Temperatura da amostra S2 nas distâncias da face do tubo de 10, 15 e 20 mm



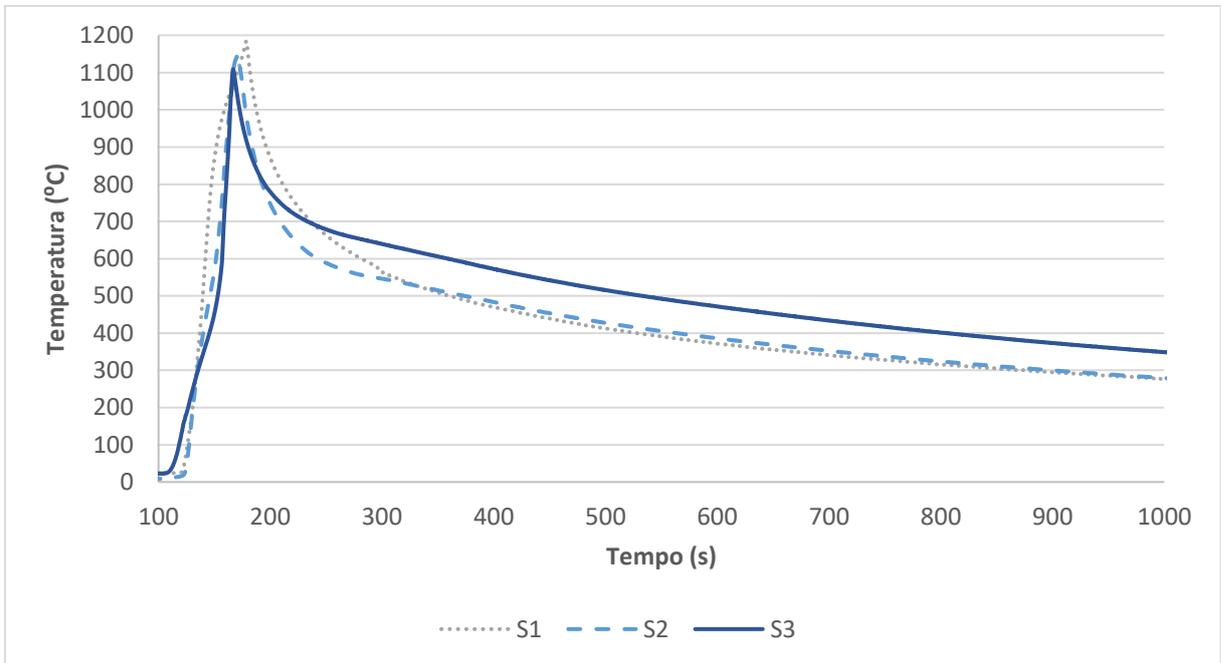
Fonte: O AUTOR

Figura 47 - Temperatura da amostra S3 nas distâncias da face do tubo de 10, 15 e 20 mm



Fonte: O AUTOR

Figura 48 - Comparação das temperaturas das 3 amostras a 10 mm da face do tubo.



Fonte: O AUTOR

5.5 MACROGRAFIA

A macrografia da Figura 49 representa a seção transversal do tubo soldado por fricção na MASF 1500, sendo que a microestrutura do MB do tubo e do anel foi transformada em outras de acordo com a região. No processo de fricção as regiões da solda foram numeradas em uma sequência de 1 a 5, a região apresentada pelo número 1 representa a ZAC do tubo onde houveram alterações microestruturais e no perfil de microdureza por efeito da entrada de calor, a região apresentada pelo número 2 é referente a ZTMA do tubo onde houve o efeito mecânico combinado com a entrada de calor implicando em alterações microestruturais e no perfil de microdureza desta área, a região apresentada pelo número 3 é referente a ZL, a região apresentada pelo número 4 é referente a ZTMA do anel e a região apresentada pelo número 5 é referente a ZAC do anel.

Figura 49 - Regiões da seção da junta soldada avaliadas microestruturalmente: 1 - ZAC do tubo; 2 - ZTMA do tubo; 3 - ZL, interface de solda tubo/anel; 4 - ZTMA do anel; 5 - ZAC do anel.



Fonte: O AUTOR

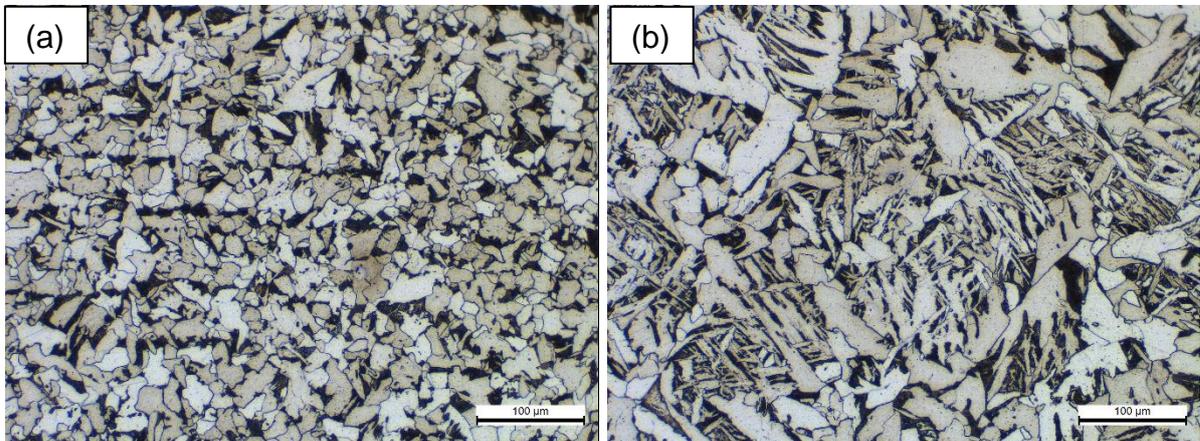
5.6 MICROGRAFIA

A região correspondente à ZAC dos tubos apresentou um aumento de tamanho de grão da ferrita equiaxial (FE) em comparação com a microestrutura do material base. Nas regiões correspondentes as ZTMA's foi observado um aumento significativo no tamanho de grão da ferrita equiaxial (FE) evidenciando que esta região da solda passou pela etapa de recristalização. Também se observou a presença de ferrita acicular (FA) em diferentes proporções, conforme a Figura 50(b). Na Figura 51 observamos a interface da solda onde a esquerda se encontra o tubo API 5L grau B e a direita o API 5L X65. Nas ZTMA's dos anéis o que se viu foi uma microestrutura semelhante dos tubos, com ferrita equiaxial (FE), regiões compostas por ferrita acicular (FA), mostrado na Figura 52(a). Também se verificou a presença do composto martensita/austenita formada especialmente quando o material é submetido a um

resfriamento longo e não controlado, subsequente ao aumento deliberado do grão ferrítico, que faz com que ocorra a difusão do Carbono para os grãos austeníticos vizinhos e posteriormente resulte no composto martensita/austenita (MA) (de MORAES, 2018).

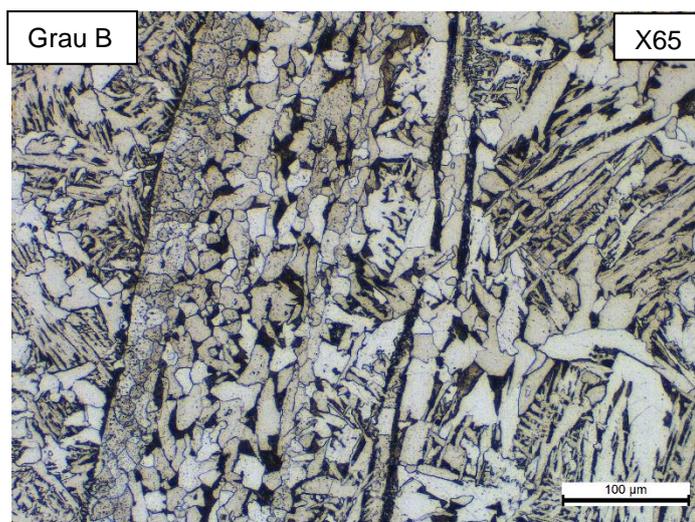
Na ZAC do anel, o efeito da temperatura no aumento de grão é ainda mais evidente do que o observado na ZAC dos tubos, tendo em vista que o tempo de exposição a altas temperaturas é maior no centro do anel. Na ZAC do anel, se verificou ser principalmente FE, e agregados de cementita/carbonetos, conforme visto na Figura 52(b).

Figura 50 – (a) ZAC do tubo API 5L grau B, (b) ZTMA do tubo API 5L grau B.



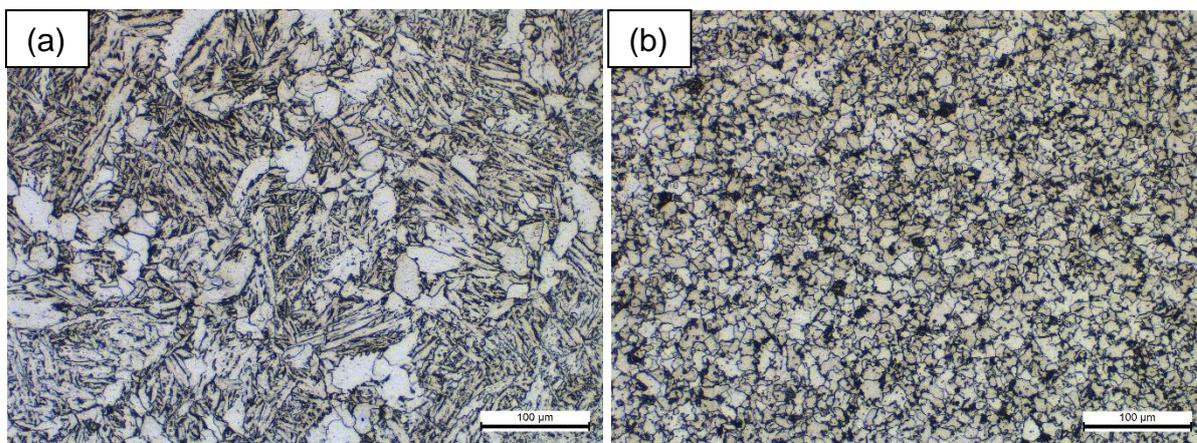
Fonte: O AUTOR

Figura 51 - ZL, interface tubo/anel. Esquerda o API 5L Grau B e a direita o API 5L X65.



Fonte: O AUTOR

Figura 52 - (a) ZTMA do anel API 5L X65, (b) ZAC do anel API 5L X65.

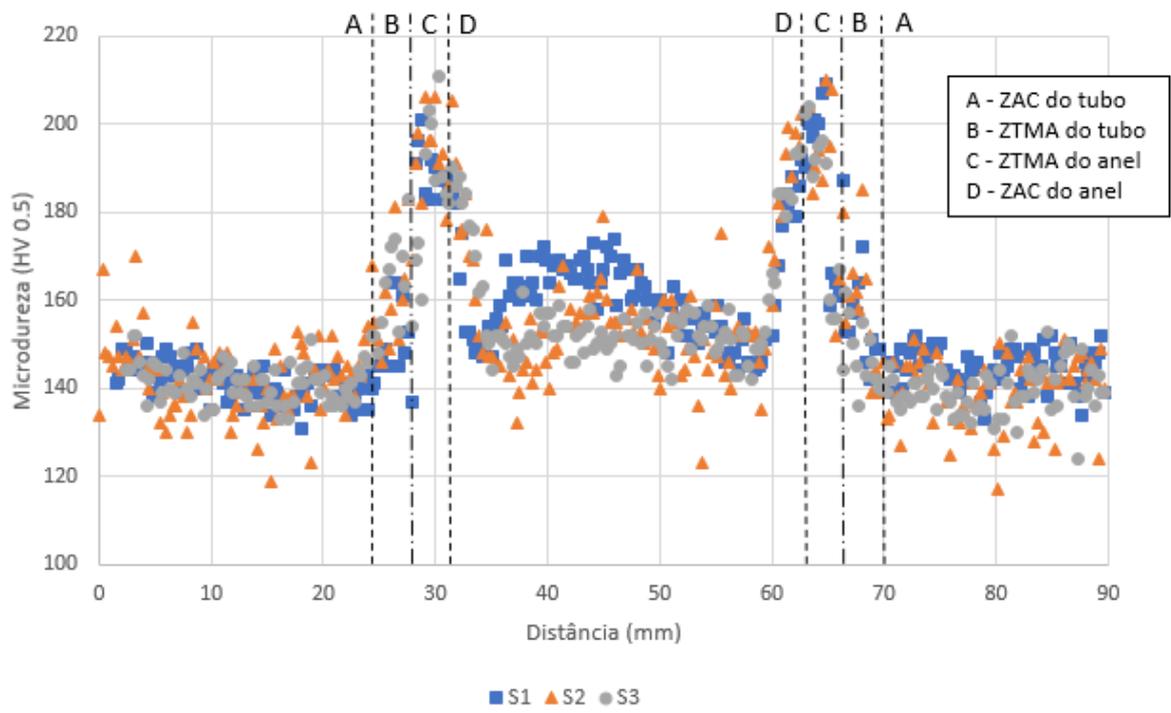


Fonte: O AUTOR

5.7 MICRODUREZA

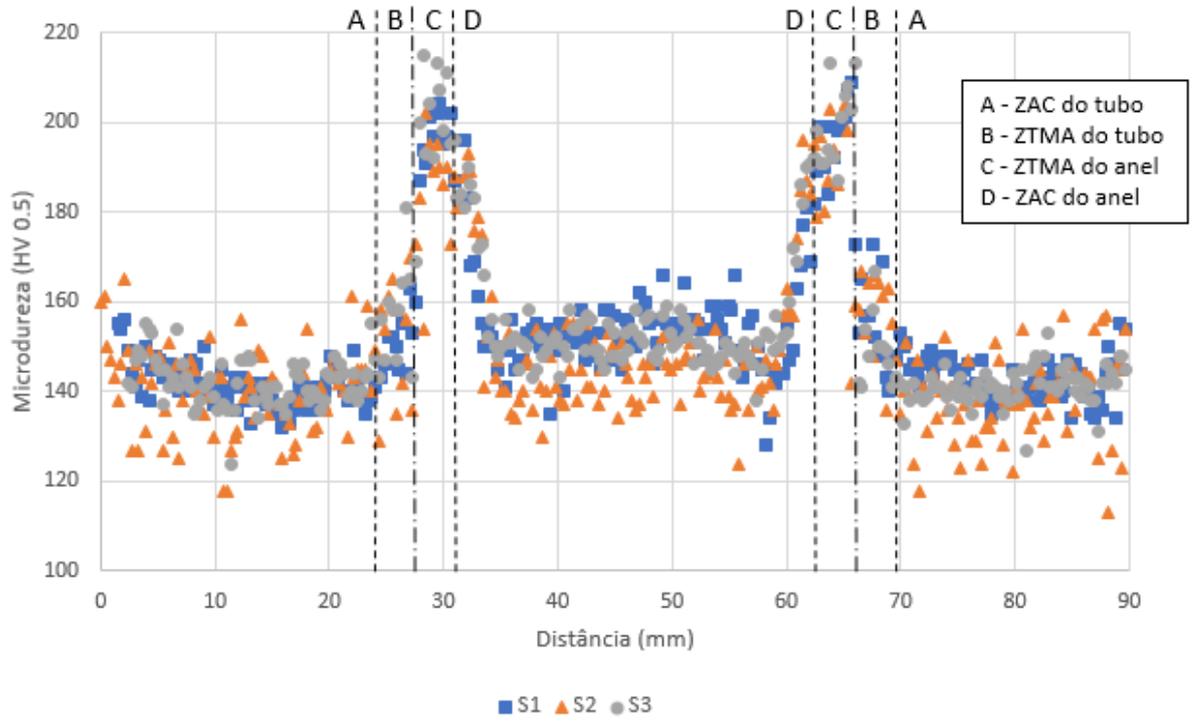
As Figura 53, Figura 54 e Figura 55 apresentam o perfil de microdureza Vickers para soldagem por fricção, medidos na seção transversal da solda para as amostras analisadas conforme descrito na seção 3.5.1. Os maiores valores de microdureza das juntas S1, S2 e S3 são de 209, 214 e 215 HV respectivamente e não excederam as recomendações do padrão API 5 L (API Specification 5 L, 46ª Edição 2018), que são de 250 HV. Com exceção das regiões ZTMA, que geralmente possuem microdureza aumentada nas soldagens por fricção, as demais localidades apresentaram valores próximos aos BM. Ainda assim, foi observada uma melhora na microdureza que provavelmente está relacionada à microestrutura mais fina, AF, P, constituinte M-A e a escolha de um aço em anel com resistência mecânica superior (API X65 PSL2). Por fim, a redução da microdureza pode estar relacionada à quantidade de FP e ao tamanho grosseiro. (BUZZATTI et al., 2020)

Figura 53 - Perfil de microdureza da amostra S1, S2 e S3, na seção transversal da solda na parte mais perto do raio externo do tubo.



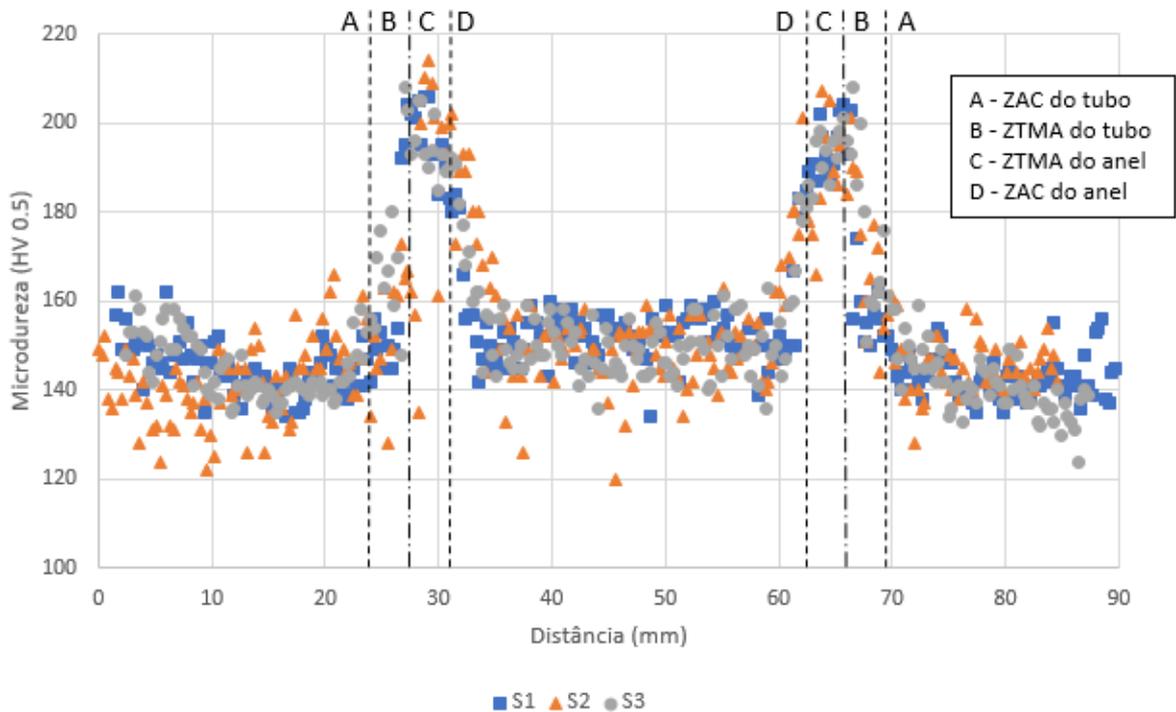
Fonte: O AUTOR

Figura 54 - Perfil de microdureza da amostra S1, S2 e S3, na seção transversal da solda no centro da espessura.



Fonte: O AUTOR

Figura 55 - Perfil de microdureza da amostra S1, S2 e S3, na seção transversal da solda na parte mais perto do raio interno do tubo.



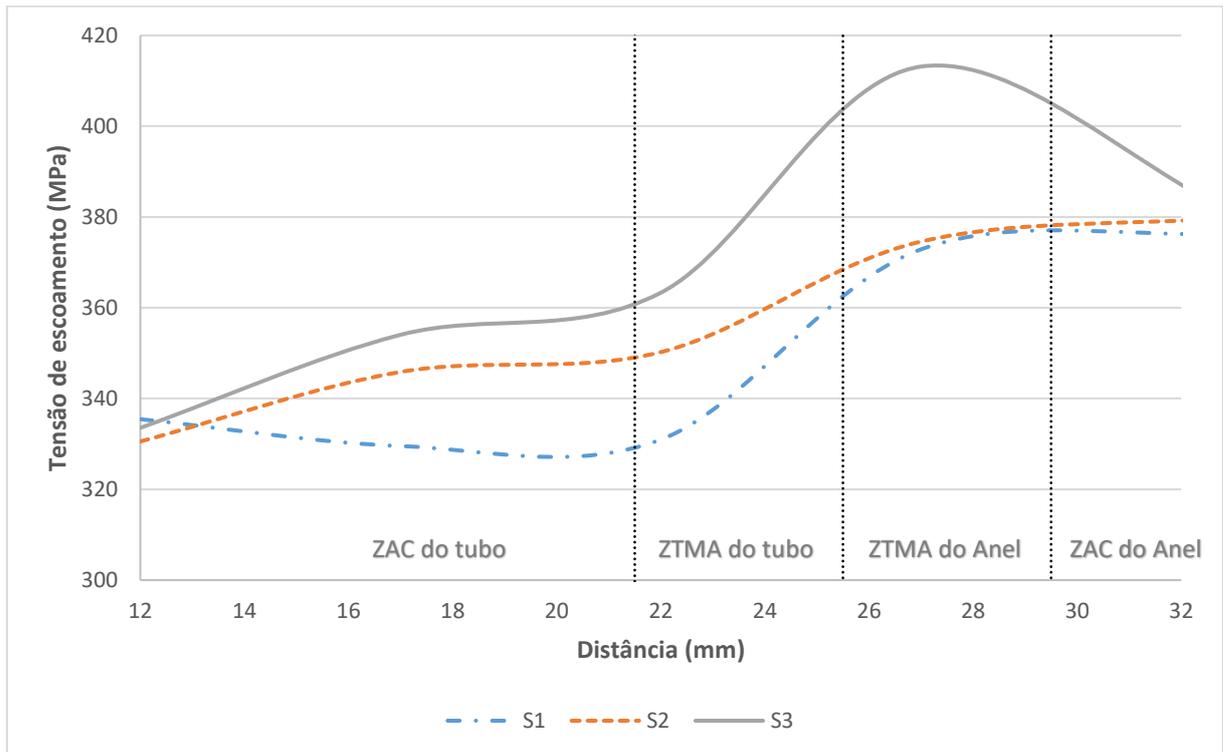
Fonte: O AUTOR

5.8 MICROTRAÇÃO

Com a finalidade de avaliar as propriedades mecânicas foram feitos ensaios de tração ao longo da seção longitudinal das amostras soldadas usando micro amostras. Segundo Saccon (2011), esse ensaio é muito importante, pois fornece as características mecânicas de cada região soldada, ou seja, desde o material de base, passando localmente pelas regiões da ZAC do tubo, ZTMA do tubo, ZTMA do anel e ZAC do anel. Conforme observado na Figura 56 o maior limite de escoamento foi de 376, 379 e 413 MPa para as amostras com taxa de carregamento de 5kN/s (S1), 7,5kN/s (S2) e 10kN/s (S3) respectivamente. Nas Figura 57, Figura 58 e Figura 59 demonstram uma comparação do perfil da solda apresentando a resistência à tração (curva cinza), limite de escoamento (curva laranja) e perfil de microdureza (curva azul). Nos três gráficos foi observado um aumento no limite de escoamento devido à mudança de material de grau B para X 65 e que o limite de escoamento aumenta conforme aumenta a dureza do material, isso provavelmente está relacionada à microestrutura mais fina, AF, P e constituinte M-A como dito anteriormente. O aumento

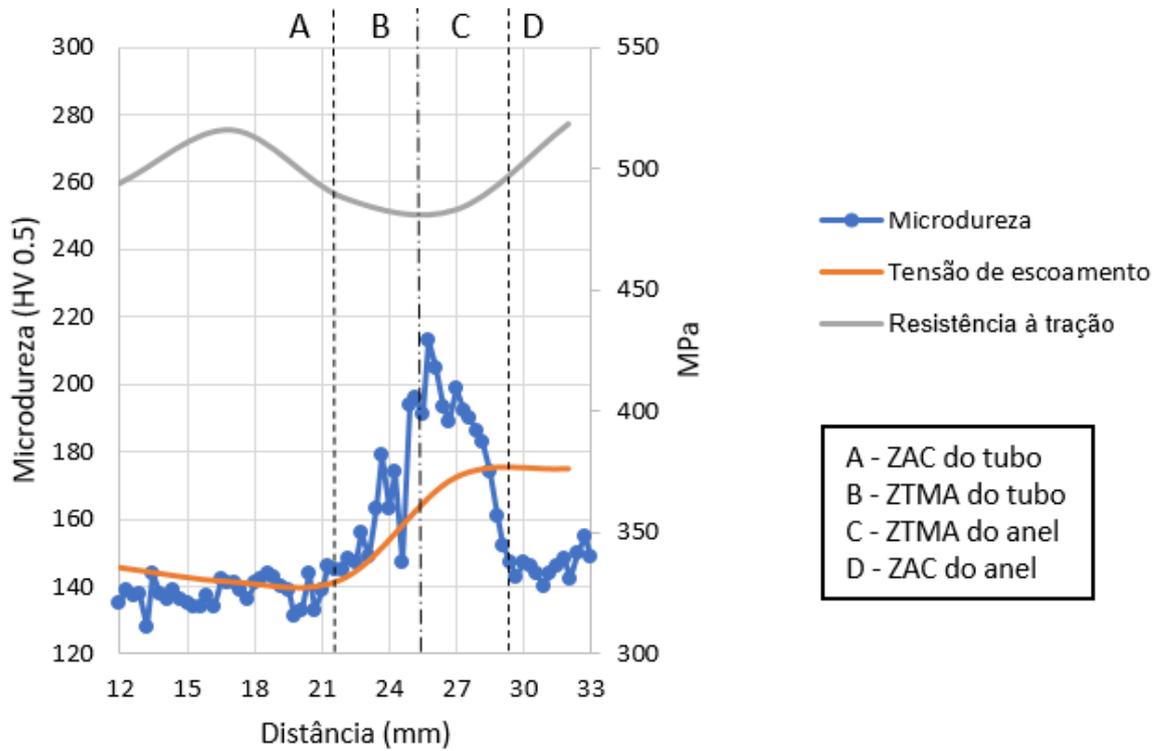
da tensão de escoamento com a taxa de carregamento foi evidenciado por SOUZA (2006) onde, maiores taxas de carregamento proporcionam elevadas taxas de resfriamento, e conseqüentemente um aumento nas propriedades mecânicas como limite de resistência e dureza.

Figura 56 - Comparação das tensões de escoamento das amostras



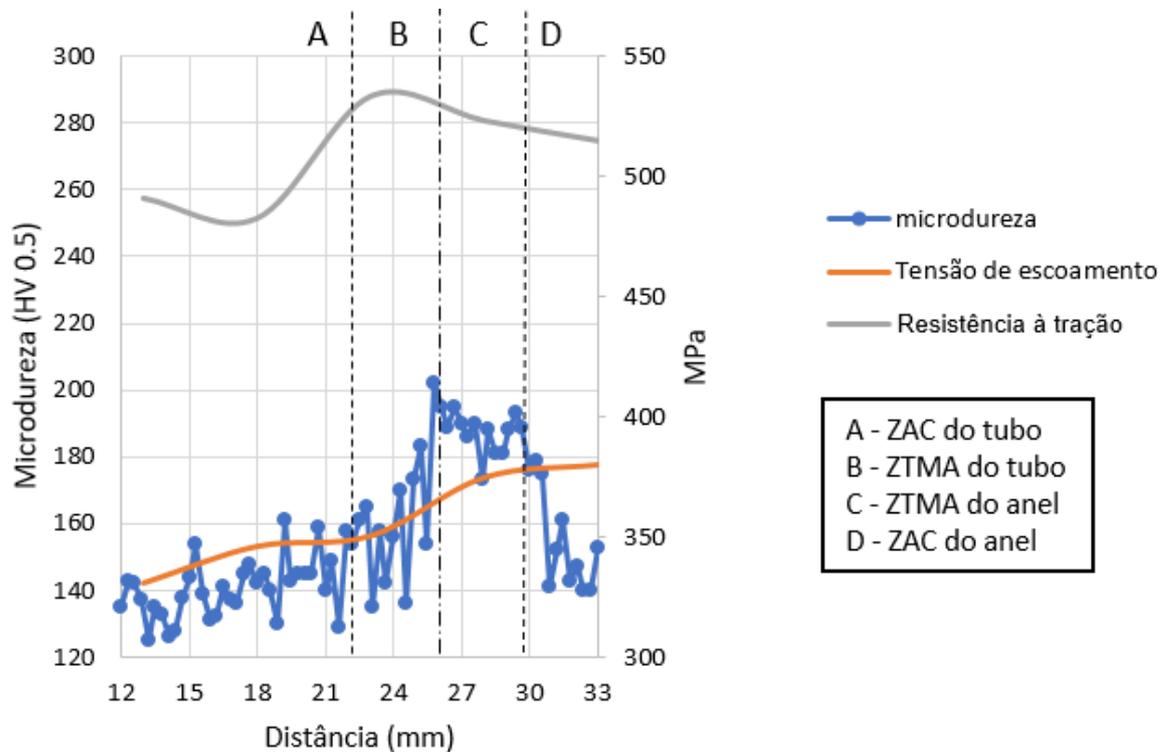
Fonte: O AUTOR

Figura 57 - Perfil do ensaio de microtração usando micro amostras da solda S1 e o seu perfil de microdureza.



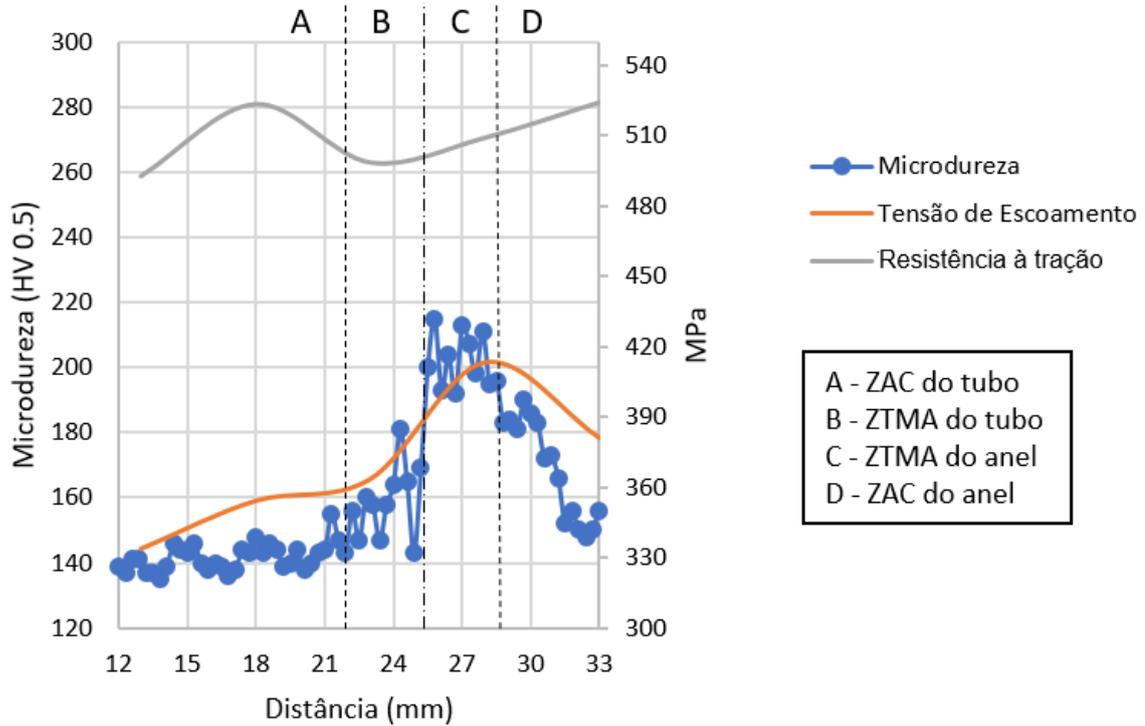
Fonte: O AUTOR

Figura 58 - Perfil do ensaio de microtração usando micro amostras da solda S2 e o seu perfil de microdureza.



Fonte: O AUTOR

Figura 59 - Perfil do ensaio de microtração usando micro amostras da solda S3 e o seu perfil de microdureza.



Fonte: O AUTOR

5.9 TENSÃO RESIDUAL

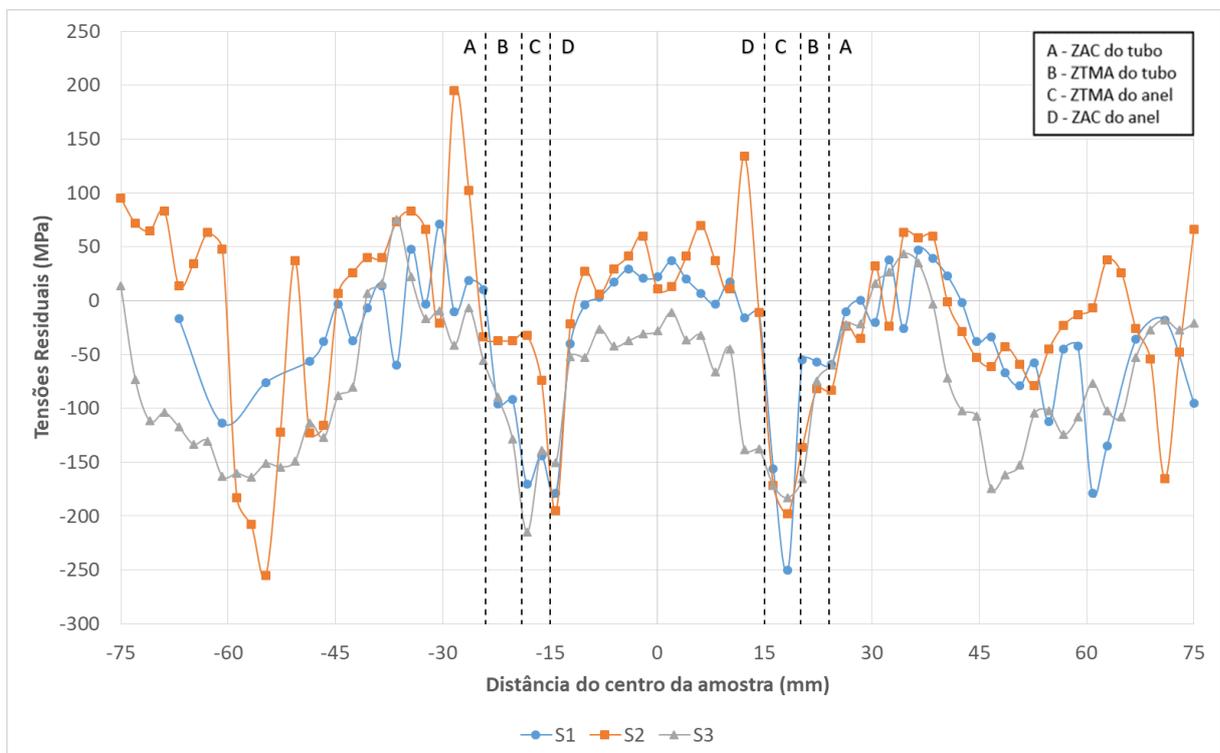
A identificação das tensões residuais na solda por fricção é importante para a avaliação da sua integridade estrutural. A contribuição das tensões residuais pode ser benéfica ou prejudicial, dependendo do sinal e da localização dessas tensões (SCHAJER e RUUD, 2013). Segundo Lu, (1996) tensões residuais compressivas tem efeito benéfico na vida em fadiga, propagação de trinca e corrosão sob tensão no material, enquanto tensões residuais trativas acarretam uma redução no desempenho dessas propriedades. Na soldagem por fricção devido a deformação plástica e refino de grão há um estado de tensão residual considerável que não pode ser ignorado. (LE MOS et al, 2017).

5.9.1 Difração de Raios X

Foi realizada a medição do perfil da distribuição das tensões residuais na direção transversal, sendo esta a direção mais relevante para o estudo do comportamento de juntas em tubulações e podendo ser comparada com a técnica de método do contorno, e na direção transversal. As medições foram realizadas na superfície externa e interna dos tubos soldados por fricção.

A Figura 60 mostra a distribuição das tensões residuais superficiais externas na direção transversal das amostras S1, S2 e S3. Observa-se um pico de 70 MPa trativo da amostra S1 na posição de -30 mm em relação a região central da solda e um pico compressivo de -250 MPa na posição de 18 mm em relação a região central da solda. A solda S2 apresentou um pico de 200 MPa trativo na posição de -28 mm em relação a região central da solda e um pico compressivo de -255 MPa na posição de -55 mm em relação a região central da solda. A solda S3 apresentou um pico de 75 MPa trativo na posição de -36 mm em relação a região central da solda e um pico de -215 MPa compressivo na posição de -18 mm em relação a região central da solda.

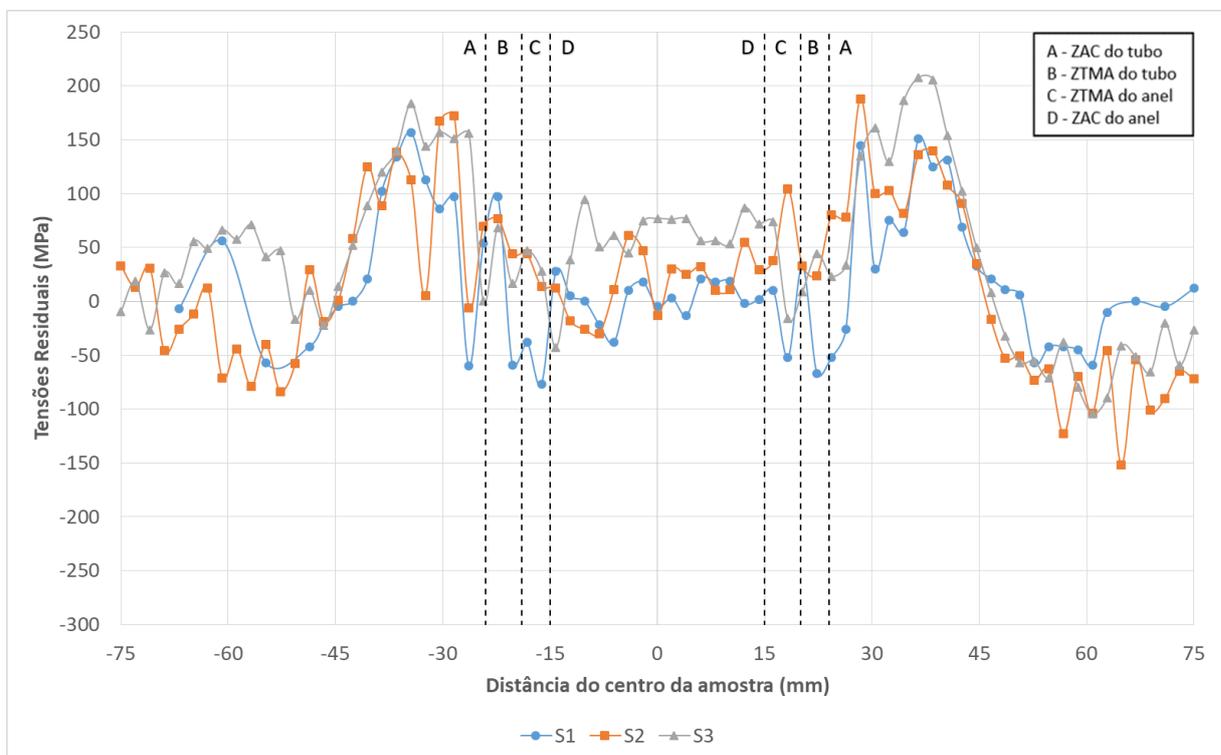
Figura 60 - Gráfico das tensões residuais transversais medidas na superfície externa das soldas S1, S2 e S3 através da técnica de difração de raios X.



Fonte: O AUTOR

A Figura 61 mostra as medições da distribuição das tensões residuais superficiais internas na direção transversal das amostras S1, S2 e S3. Observa-se um pico de 157 MPa trativo da amostra S1 na posição de -35 mm em relação a região central da solda e um pico compressivo de -217 MPa na posição de -16 mm em relação a região central da solda. A solda S2 apresentou um pico de 188 MPa trativo na posição de 28 mm em relação a região central da solda e um pico compressivo de -150 MPa na posição de 65 mm em relação a região central da solda. A solda S3 apresentou um pico de 206 MPa trativo na posição de 38 mm em relação a região central da solda e um pico compressivo de -105 MPa na posição de 61 mm em relação a região central da solda.

Figura 61 - Gráfico das tensões residuais transversais medidas na superfície interna das soldas S1 e S3 através da técnica de difração de raios X.



Fonte: O AUTOR

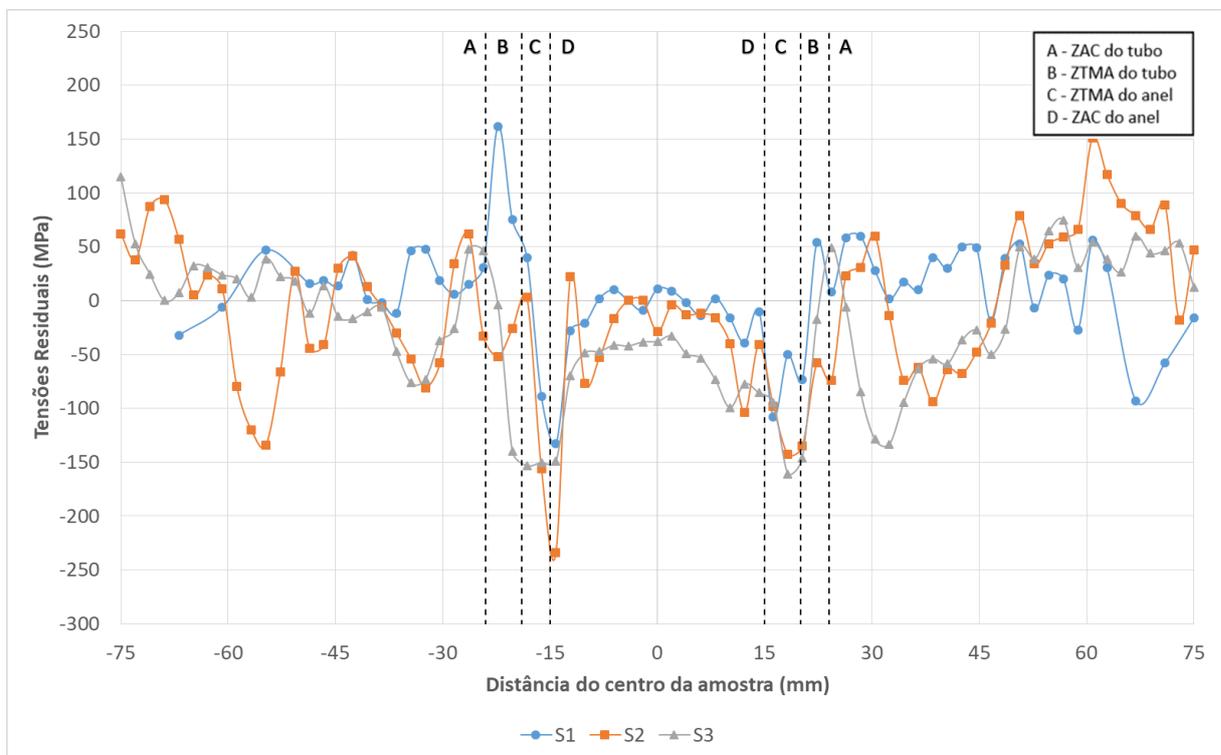
Analisando a Figura 60 e Figura 61 pode-se notar que a superfície externa tem mais zonas compressivas que trativas e a superfície interna tem mais zonas trativas que compressivas, isso pode estar ligado ao fato que o dentro do tubo tem uma menor troca de calor, permanecendo mais tempo em temperaturas mais altas.

O formato M da curva na região entre as interfaces das soldas demonstra que o aporte térmico elevado nesta região produziu expansão térmica, que foi contida pelo

metal base adjacente. Ao se contrair devido ao resfriamento esta região tenta retornar ao seu formato original, produzindo uma zona tracionada na região entre as interfaces da solda (MISHRA e KUMAR, 2014). O comportamento das tensões residuais segue a mesma tendência por Moraes et al. (2019) que também realizou soldagem por fricção com anel rotativo em amostras do material X65.

A Figura 62 mostra as medições da distribuição das tensões residuais superficiais externa na direção longitudinal das amostras S1, S2 e S3. Observa-se um pico de 162 MPa trativo da amostra S1 na posição de -22 mm em relação a região central da solda e um pico compressivo de -133 MPa na posição de -14 mm em relação a região central da solda. A solda S2 apresentou um pico de 161 MPa trativo na posição de 51 mm em relação a região central da solda e um pico compressivo de -234 MPa na posição de -14 mm em relação a região central da solda. A solda S3 apresentou um pico de 115 MPa trativo na posição de -75 mm em relação a região central da solda e um pico compressivo de -161 MPa na posição de 18 mm em relação a região central da solda.

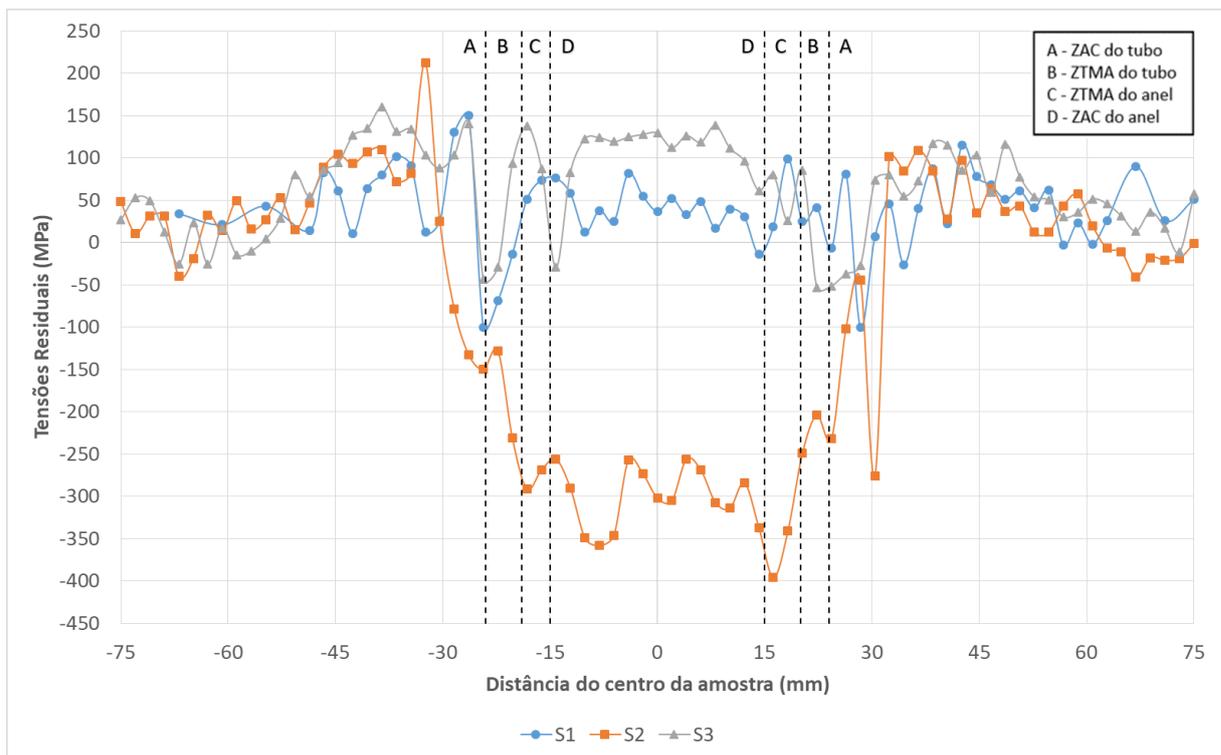
Figura 62 - Gráfico das tensões residuais longitudinais medidas na superfície externa das soldas S1, S2 e S3 através da técnica de difração de raios X.



Fonte: O AUTOR

Figura 63 mostra as medições da distribuição das tensões residuais superficiais interna na direção longitudinal das amostras S1, S2 e S3. Observa-se um pico de 150 MPa trativo da amostra S1 na posição de -26 mm em relação a região central da solda e um pico compressivo de -100 MPa nas posições de -24 mm e 28 mm em relação a região central da solda. A solda S2 apresentou picos de compressão no anel intermediário, de todas as medições de DRX foi a única que apresentou um comportamento incomum e com tensões de compressão acima dos -300 MPa. A solda S3 apresentou um pico de 160 MPa trativo na posição de -38 mm em relação a região central da solda e um pico compressivo de -51 MPa na posição de 24 mm em relação a região central da solda.

Figura 63 - Gráfico das tensões residuais longitudinais medidas na superfície interna das soldas S1 e S3 através da técnica de difração de raios X.



Fonte: O AUTOR

Comparando os dois gráficos (tirando os dados da amostra S2 interna) podemos notar a mesma tendência de maiores zonas trativas na região interna do tubo comparada com a superfície externa, pelo mesmo fato que dentro do tubo tem uma menor troca de calor, permanecendo mais tempo em temperaturas mais altas.

No processo de soldagem por fricção, após a deformação plástica, é aplicada uma tensão axial compressiva nos tubos, no sentido transversal a região da solda. Neste sentido na etapa de forjamento o material plastificado é expulso com as impurezas que formarão as rebarbas, restando somente o material plastificado no estado sólido que formará a superfície de adesão da solda ocorrendo o refino de grão devido as elevadas temperaturas alcançadas durante o processo (SAHIN, 2005; de MORAES, 2018). Segundo de Moraes, na etapa de forjamento as vizinhanças das interfaces ficam com tendência compressiva, provavelmente devido a tensão compressiva aplicada para selar a solda, tanto no sentido circunferencial quanto transversal, contrabalanceada com as regiões trativas adjacentes, adicionando-se esta TR compressiva as outras provenientes de transformações metalúrgicas.

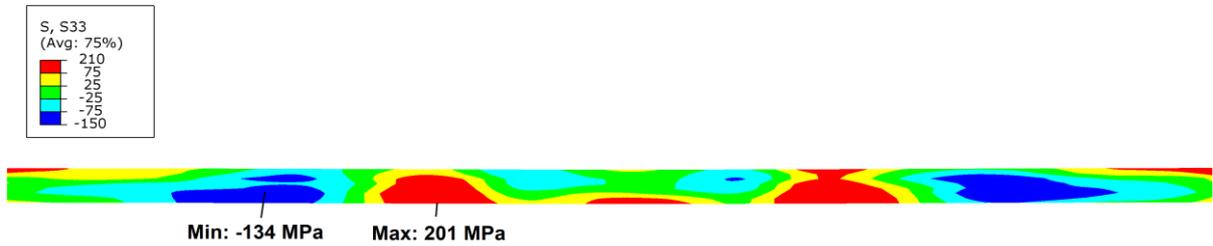
5.9.2 Método de Contorno

As Figura 64, Figura 65 e Figura 66 mostram a tensão residual 2D na solda por fricção medida pelo método de contorno das amostras S1, S2 e S3 respectivamente. A tensão medida é normal à superfície do corte, que é a tensão na direção transversal das amostras.

Observa-se que nas três amostras apresentaram uma tensão trativa na região adjacente a interface de solda tubo/anel. Com o aumento da taxa de carregamento, ocorre um menor tempo de soldagem que conseqüentemente diminui a área das tensões residuais trativas. As amostras com parâmetros S1, S2 e S3 alcançaram valores máximos de tensões residuais trativas de até 201MPa, 189MPa e 176MPa respectivamente. Pode-se notar que na superfície interna do tubo há maiores regiões de tensões residuais trativas que pode ser explicado que dentro do tubo tem uma menor troca de calor, permanecendo mais tempo em temperaturas mais altas.

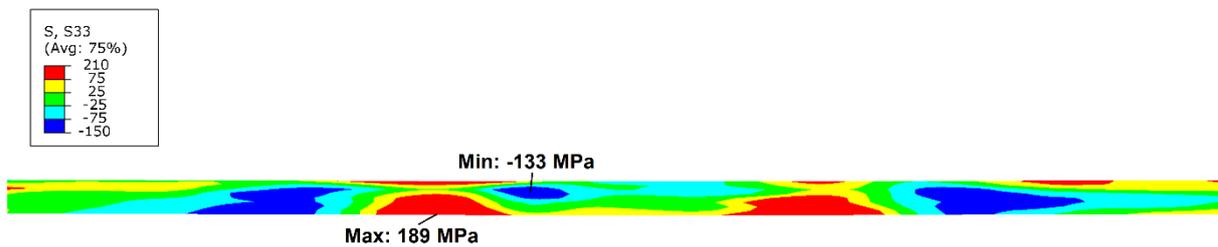
Adjacente as zonas trativas ocorre zonas compressivas, isso ocorre pois na região trativa durante a solda houve um elevado aporte térmico que ao se resfriar esta região tentou retornar ao seu formato original, diminuindo as tensões residuais adjacentes a sua volta.

Figura 64 - Mapa 2D de distribuição de tensões residuais (MPa) na direção transversal da junta soldada S1



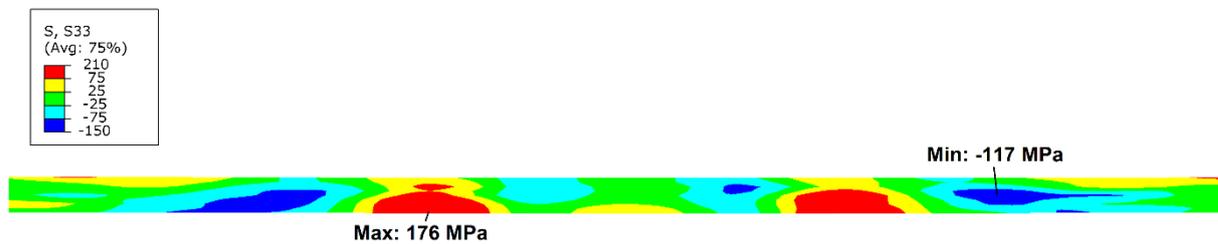
Fonte: O AUTOR

Figura 65 - Mapa 2D de distribuição de tensões residuais (MPa) na direção transversal da junta soldada S2



Fonte: O AUTOR

Figura 66 - Mapa 2D de distribuição de tensões residuais (MPa) na direção transversal da junta soldada S3

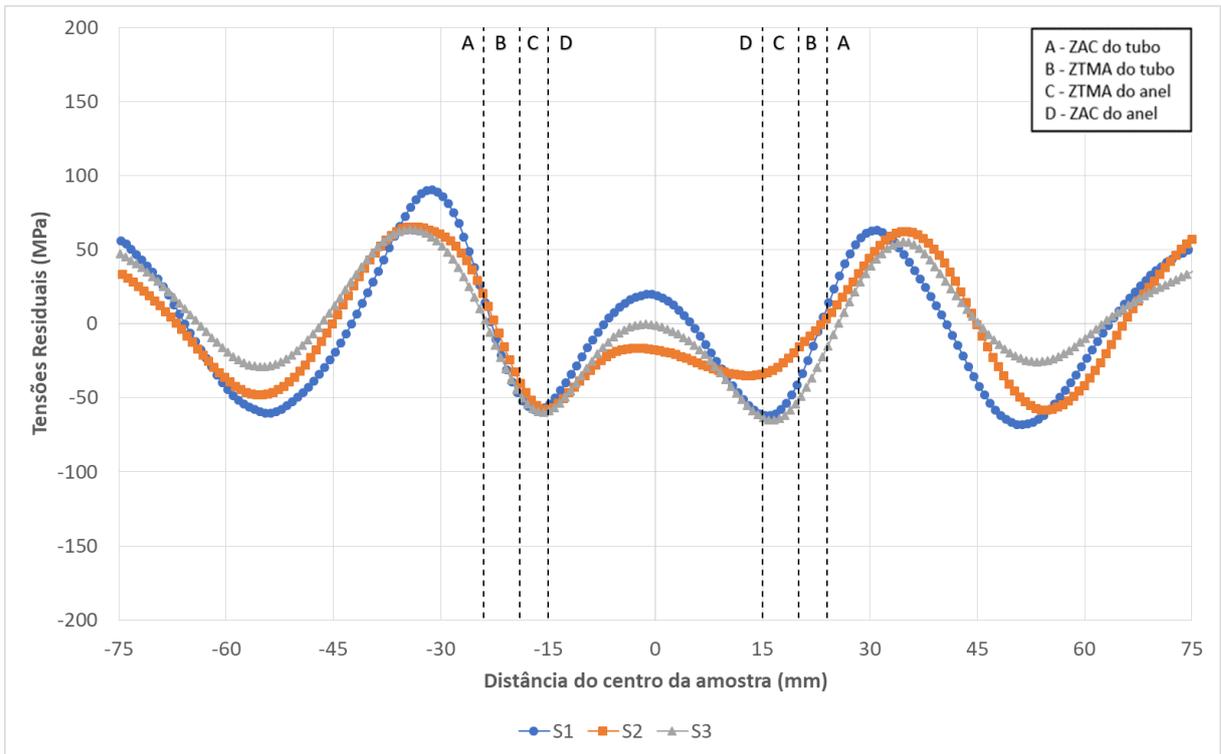


Fonte: O AUTOR

A interface do tubo e anel se encontra numa região, de maioria, compressiva que pode ser explicada pela tensão compressiva aplicada na etapa de forjamento, adicionando-se esta TR compressiva as outras provenientes de transformações metalúrgicas.

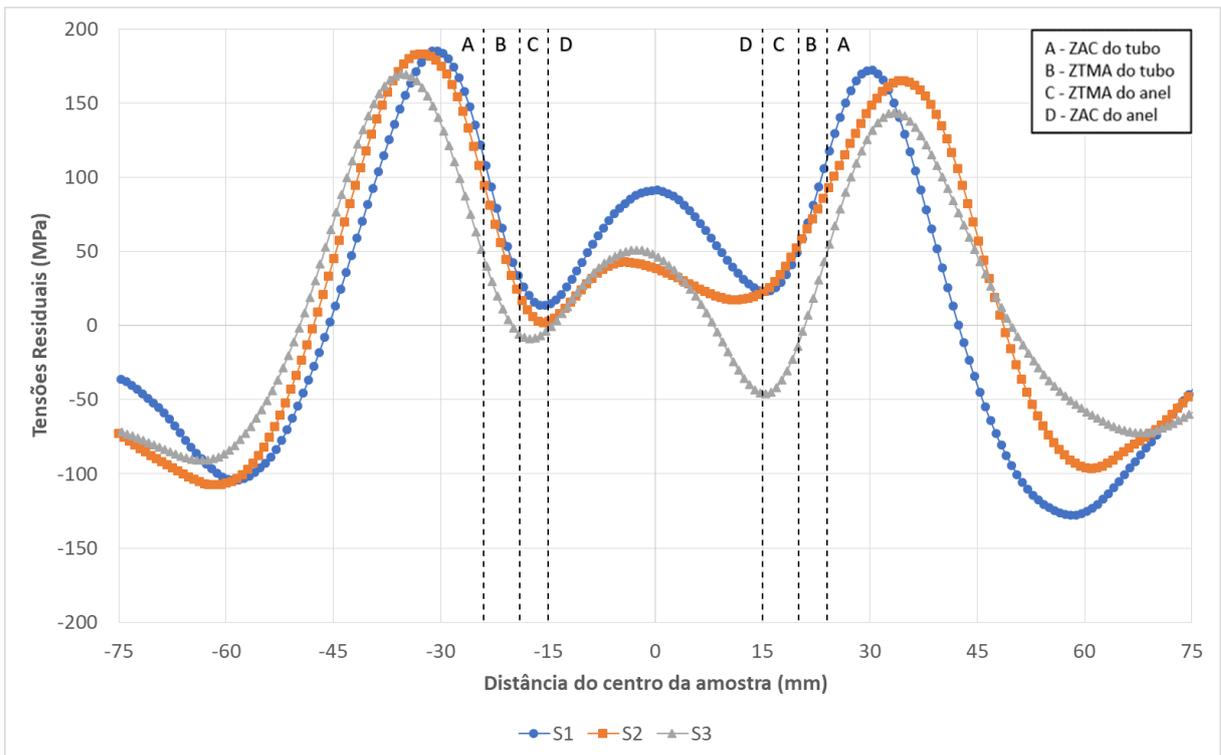
Com a finalidade de facilitar o entendimento quantitativo dos resultados apresentados nos mapas 2D, na Figura 67 e Figura 68 são apresentados os perfis de tensões residuais em na linha da superfície externa e interna do tubo respectivamente.

Figura 67 - Gráfico comparativo das tensões residuais obtidos pelo método do contorno para as amostras S1, S2 e S3 na superfície externa do tubo.



Fonte: O AUTOR

Figura 68 - Gráfico comparativo das tensões residuais obtidos pelo método do contorno para as amostras S1, S2 e S3 na superfície interna do tubo.



Fonte: O AUTOR

Observa-se uma leve queda nas tensões residuais tratativas e compressivas da amostra S1 para S3 na superfície externa e interna do tubo. A amostra S1 obteve os maiores resultados com -127 MPa de tensão compressiva e 183 MPa de tensão tratativa, enquanto os maiores resultados obtidos da amostra S3 foram de -90 MPa de tensão compressiva e 167 MPa de tensão tratativa, ambos resultados adquiridos na superfície interna do tubo. Pode-se notar na amostra S3 que sua interface do tubo e anel está numa zona compressiva tanto na superfície externa como na interna que pode estar relacionado a sua maior taxa de carregamento. Segundo Paes (2013) soldagens com menores forças, apresentam maiores temperatura de pico e, conseqüentemente, maior é o diferencial de temperatura.

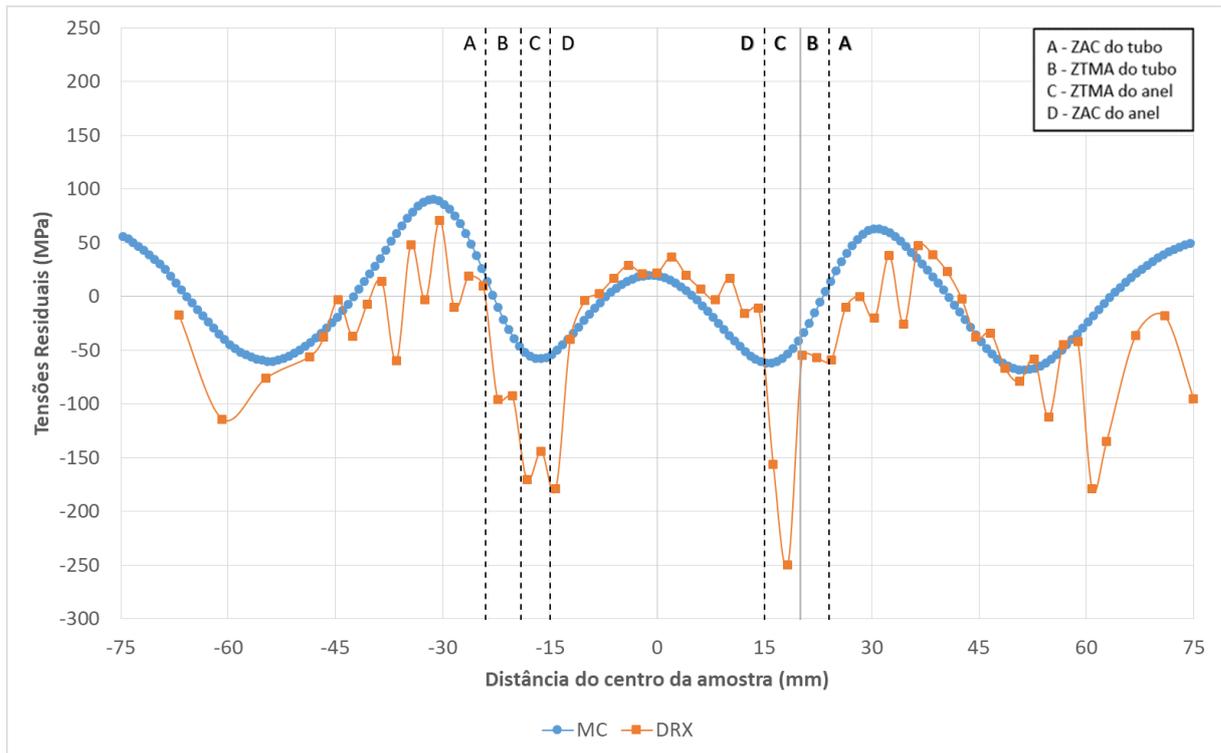
5.9.3 Comparação entre raios x e Método de Contorno

As tensões residuais obtidas pelo método de contorno são geralmente menos exatas quando comparadas àquelas obtidas por difração de raios X. Próximo à superfície, medições com método de contorno apresentam ruído adicional nos dados devido à dificuldade de realizar medição de deslocamento perto da superfície. O ruído pode ser devido a irregularidades de usinagem na borda das amostras ou introduzidas pela ponta esférica da máquina de medição por coordenadas indo ligeiramente além da borda da peça. Para produzir um mapa de tensões suaves, o ruído deve ser filtrado eliminando as variações nos deslocamentos. A forma suavizada da superfície é então usada para calcular as tensões residuais. Conseqüentemente, as tensões residuais superficiais são melhor caracterizadas por meio de difração de raios X. (HATAMLEH et al., 2009). As Figura 69 a Figura 74 mostra a comparação entre os resultados das medições de tensões residuais entre o método do contorno e o método de difração de raios X.

Ao comparar os resultados dos dois métodos existe uma concordância qualitativa em termos de localização das tensões máximas e mínimas. Observando a macroestrutura das juntas soldadas podemos supor que a região com o valor máximo de tensão compressiva foi encontrada nas regiões da ZL (interface tubo/anel) e adjacente a ZAC do tubo. A região onde ocorreu os maiores picos de tração foram na ZAC do tubo, que pode ser explicado pelo aumento de temperatura nesta região. Na interface do tubo/anel também há um aumento de temperatura, mas devido a tensão compressiva aplicada na etapa de forjamento, provavelmente diminui a tensão

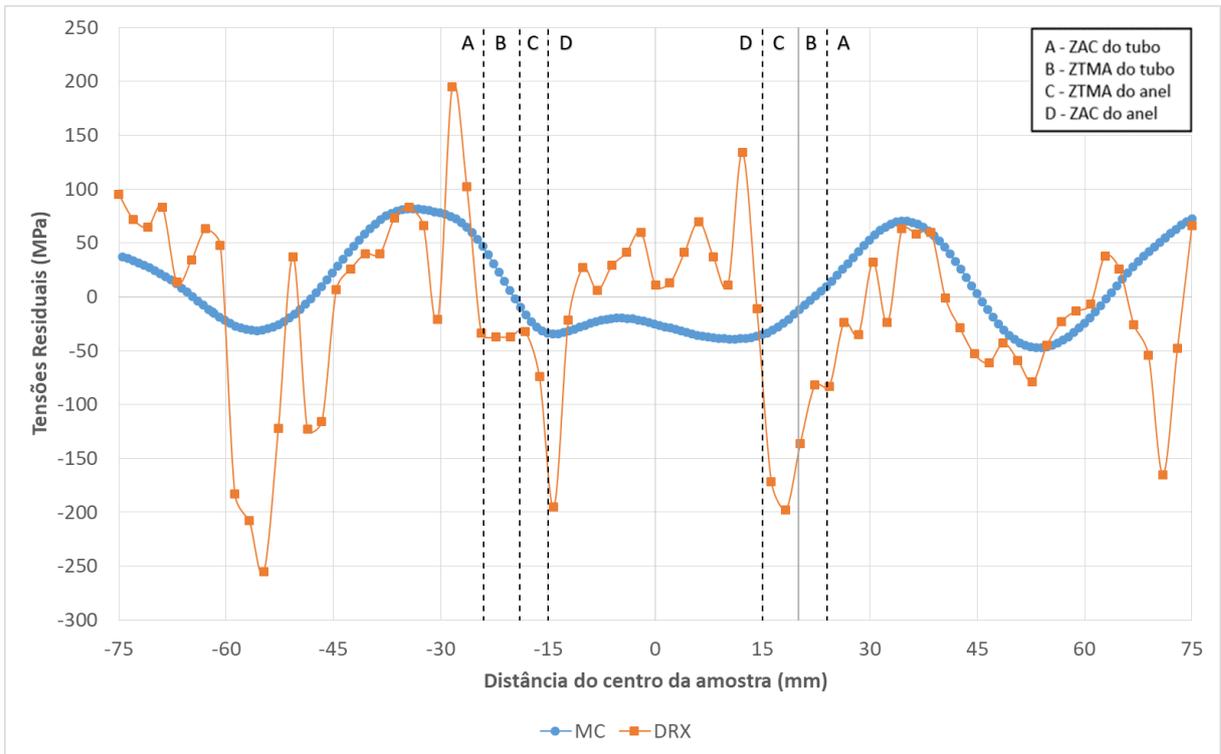
residual nessa região. A transição da natureza das tensões tratativas para compressivas ocorreu de forma mais abrupta nas análises de DRX, enquanto nas análises de MC essa transição se deu de forma mais suave, esse fato deve estar relacionado à suavização realizada pela técnica do método do contorno.

Figura 69 - Comparação entre resultados das medições de tensões residuais entre o método do contorno e o método de difração de raios X na superfície externa do tubo da amostra S1



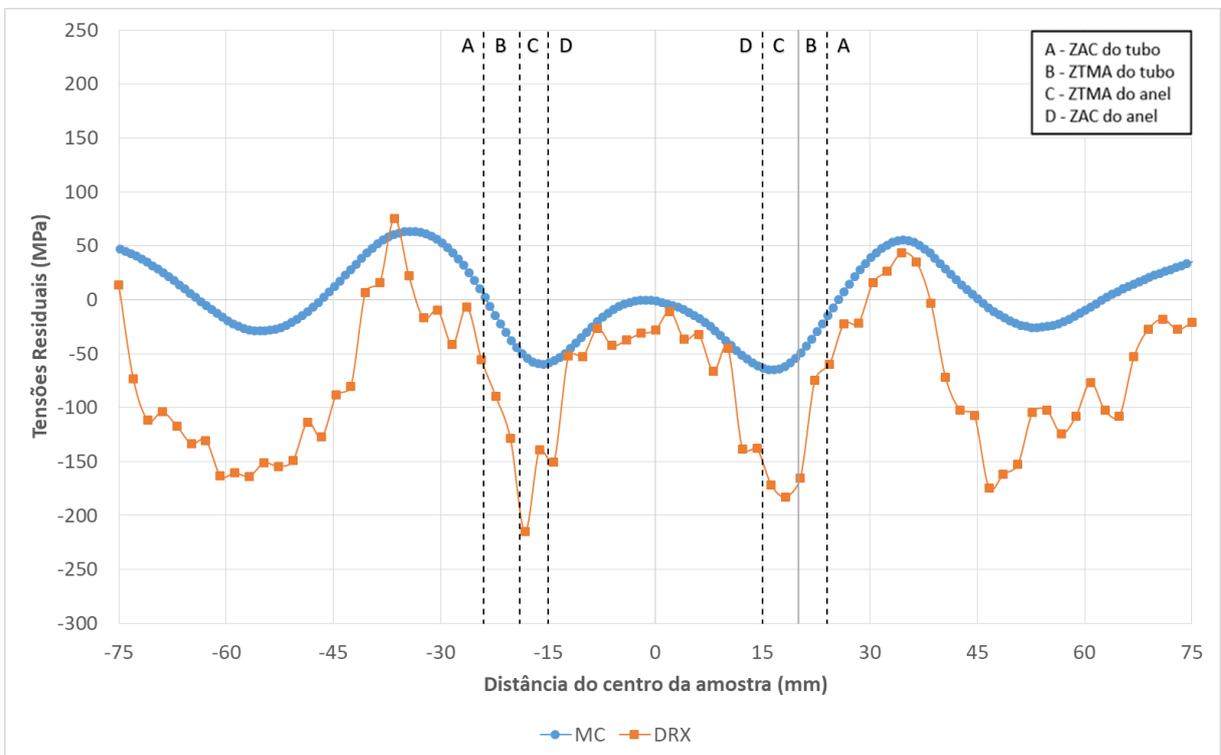
Fonte: O AUTOR

Figura 70 - Comparação entre resultados das medições de tensões residuais entre o método do contorno e o método de difração de raios X na superfície externa do tubo da amostra S2



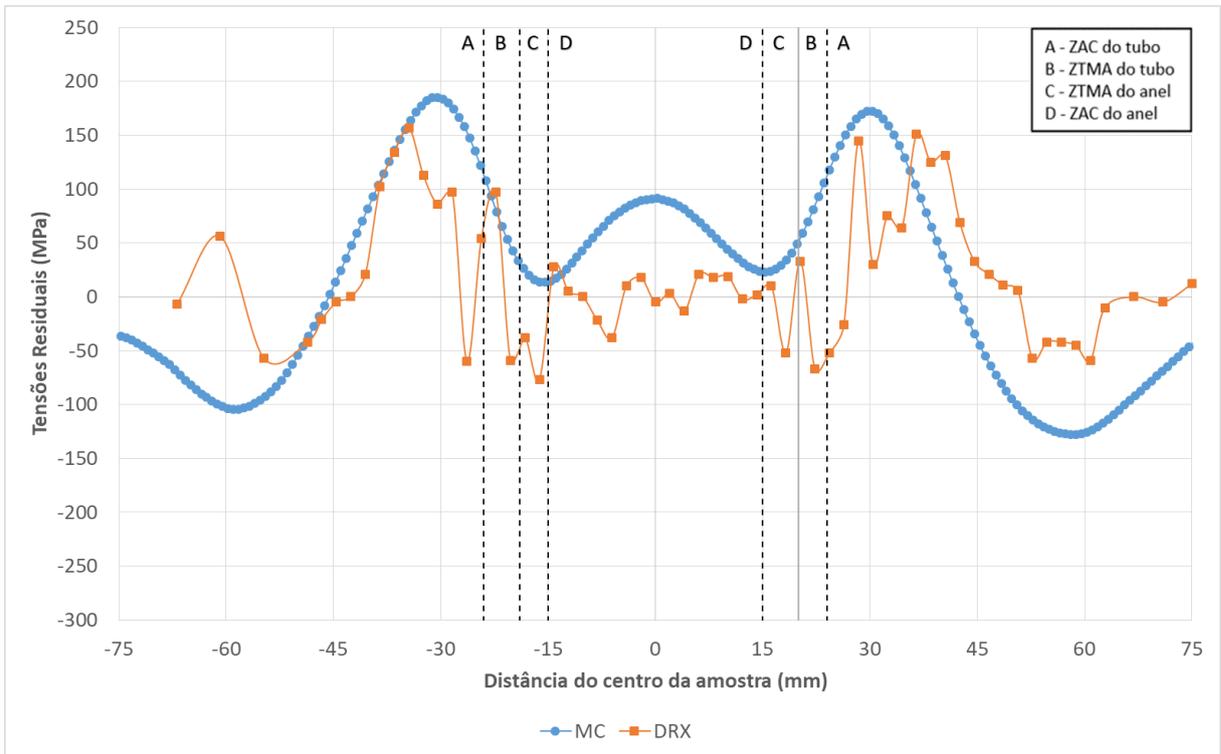
Fonte: O AUTOR

Figura 71 - Comparação entre resultados das medições de tensões residuais entre o método do contorno e o método de difração de raios X na superfície externa do tubo da amostra S3



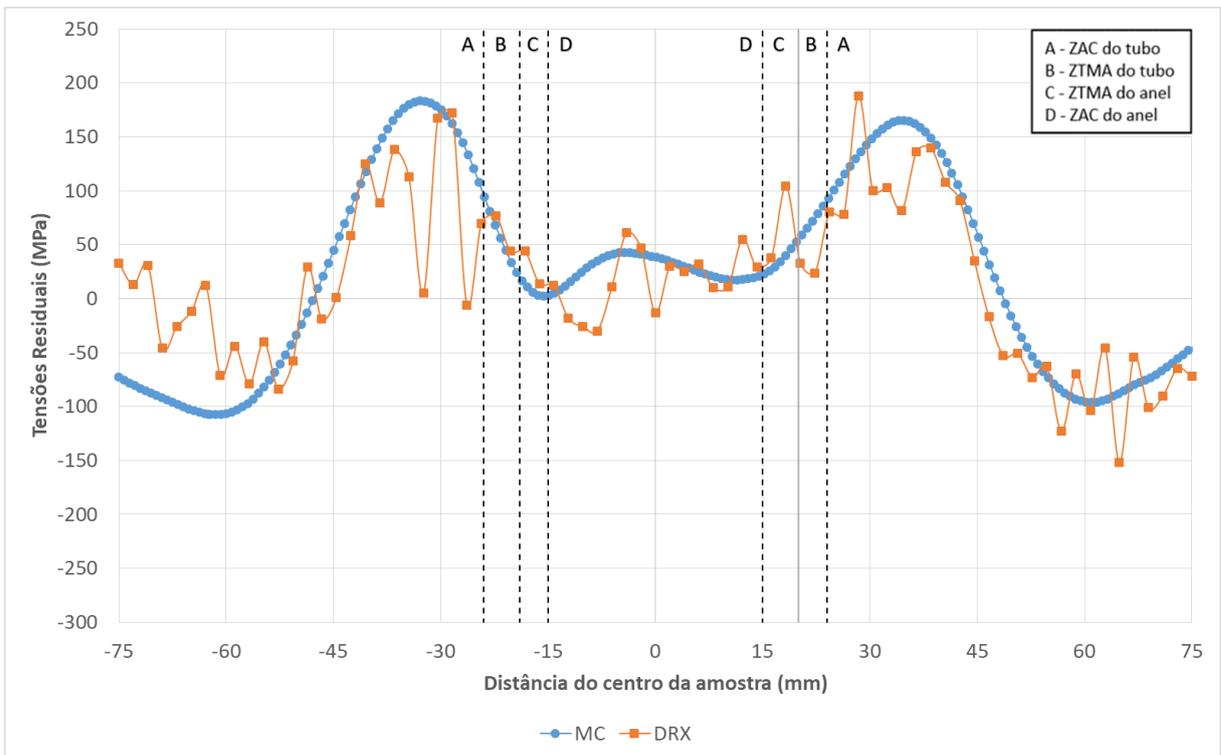
Fonte: O AUTOR

Figura 72 - Comparação entre resultados das medições de tensões residuais entre o método do contorno e o método de difração de raios X na superfície interna do tubo da amostra S1



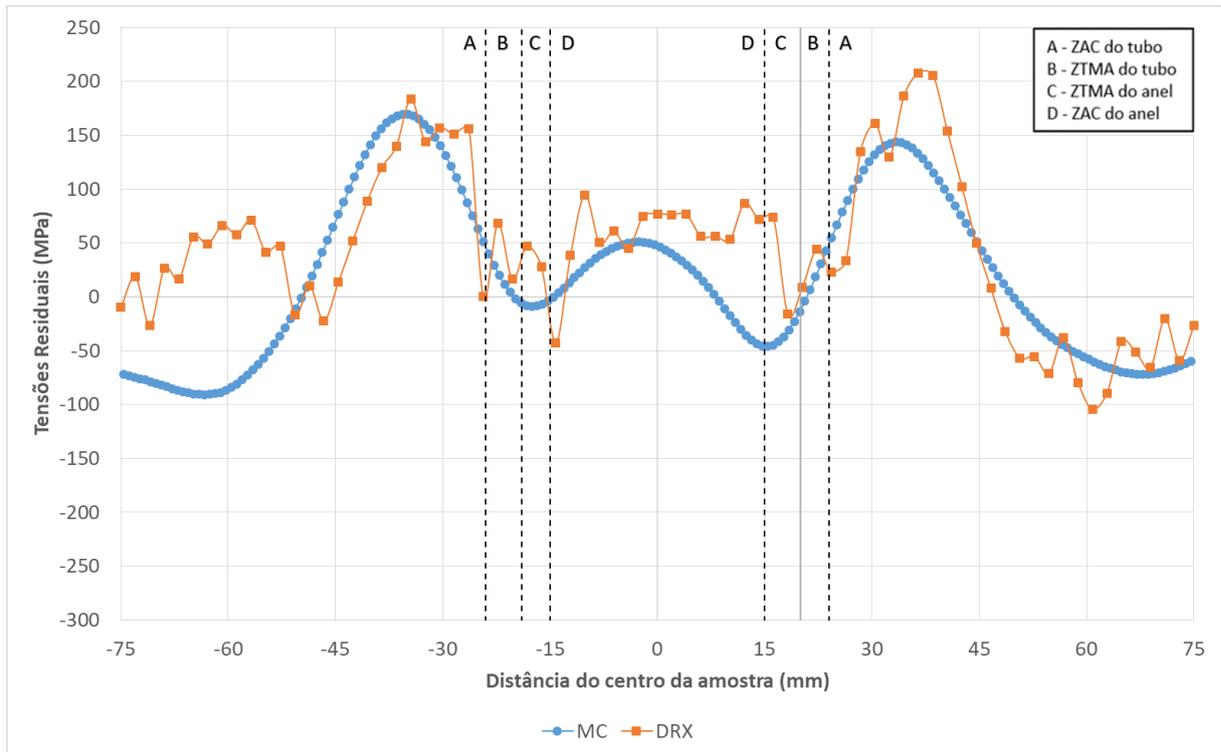
Fonte: O AUTOR

Figura 73 - Comparação entre resultados das medições de tensões residuais entre o método do contorno e o método de difração de raios X na superfície interna do tubo da amostra S2



Fonte: O AUTOR

Figura 74 - Comparação entre resultados das medições de tensões residuais entre o método do contorno e o método de difração de raios X na superfície interna do tubo da amostra S3



Fonte: O AUTOR

6 CONCLUSÃO

Neste estudo, juntas soldadas foram produzidas utilizando o processo de fricção por anel rotativo, utilizando três diferentes combinações de parâmetros de soldagem. Análises foram realizadas com o objetivo de investigar as propriedades mecânicas e metalúrgicas das regiões resultante dos três diferentes parâmetros de soldagem por fricção com ensaios de macrografia, micrografia, perfil de microdureza e microtração em diferentes regiões da solda e das tensões residuais do material.

A distribuição das propriedades mecânicas está ligada às mudanças microestruturais presentes na região soldada e no parâmetro soldado. As regiões que compõem a junta soldada apresentaram variações nos valores de dureza e tensão de escoamento de acordo com os efeitos térmicos e mecânicos desenvolvidos em cada região. Os maiores valores obtidos nos ensaios de microdureza e microtração ocorreram na região da ZTMA do tubo para os três parâmetros de soldagem. Foi observado também que quanto maior a taxa de carregamento maior foram os valores obtidos nos dois ensaios.

Os valores de tensão residual variam com a zonas microestruturais presentes nas juntas soldadas. Pelo MC a junta soldada com menor taxa de carregamento (S1) apresentou as maiores tensões residuais trativas e compressivas (210 MPa e -134 MPa).

O DRX e o MC mostraram concordância qualitativa da localização das tensões máximas e mínimas, as duas técnicas apresentaram valores máximos de tensão trativa na ZAC do tubo e valores máximos de tensão compressiva nas regiões da ZL (interface tubo/anel) e adjacente da ZAC do tubo.

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

São propostas as seguintes recomendações de trabalhos futuros:

- Fazer ensaios experimentais variando outros parâmetros de soldagem para avaliar a influência destes sobre as tensões residuais;
- Estudar a soldagem por fricção de tubos com outras dimensões de parede para avaliar o efeito da geometria do tubo sobre as tensões residuais;
- Utilizar o método de difração de nêutrons para calcular as tensões residuais nas mesmas condições aplicadas neste trabalho e comparar com os valores obtidos a partir do método de contorno;
- Modelagem numérica do processo de fricção de tubos com os resultados obtidos nesse estudo.

8 REFERÊNCIAS

ALBA, D. R.; KROEFF, F. C.; PISSANTI, D. R. ; MATTEI, F. ; CHLUDZINSKI, M.; STROHAECKER, T. R. . **Characterization of weldments performed through friction welding of pipes with intermediate ring**. In: Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciências dos Materiais, 2016, Natal. Anais do CBECiMat 2016, 2016.

AMAVISCA, C. V. **Estudo das tensões residuais em juntas soldadas obtidas através da soldagem por fricção com pino consumível no aço AISI H13**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2019.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API Specification 5L**. API Publishing Services. 46th ed. Washington DC, 2018.

AMERICAN WELDING SOCIETY. **Welding Handbook Eighth Edition - Volume 2: Welding Processes**. 8th. ed. Miami: AWS, 1991.

ANDRADE, Leandro Vanz de. **Projeto de máquina de solda por atrito e análise de soldas dissimilares**. 2011. 82 f. Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2011.

BHADESHIA, H.K.D.H. Material Factors. In TOTTEN, G., HOWES, M., INOUE, T. **Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel**. 1st ed. The Materials Information Society, 2002.

BUZZATTI, D.T., BUZZATTI, J.T., LEMOS, G.V.B., AMAVISCA, C.V., OLIVEIRA, D.L.P., MATTEI, F., DALPIAZ, G., REGULY, A. “**Towards friction welding to API grade B steel pipes**”. Journal of Advanced Joining Processes, volume 2, 2020.

CALLISTER Jr., WILLIAM D. **Materials science and engineering: an introduction**. 7.ed. New York: John Wiley & Sons, 2007. P. 68.

CHLUDZINSKI, M. **Avaliação da Tenacidade à Fratura em Juntas Soldadas por Fricção com Pino Consumível**. Tese de doutorado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – UFRGS, Porto Alegre, 2013

CHLUDZINSKI, M. et al. **Processo Inovador de Soldagem de Dutos por Fricção**. 13a Conferência sobre Tecnologia de Equipamentos - COTEQ2015 - 209, [s. l.], 2015.

De MORAES, C.A.P., CHLUDZINSKI, M., NUNES, R.M., LEMOS, G.V.B., REGULY, A., 2019. **Residual stress evaluation in API 5L X65 girth welded pipes**

joined by friction welding and gas tungsten arc welding. J Mater Res Technol 8 (1), 988–995.

De MORAES, C.A.P. **Análise Comparativa entre a Solda por Fricção com Anel Rotativo e a Solda Gtaw de Tubos de Aço Api 5l X65.** Tese de doutorado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2018.

FAES, K. et al. **Parameter optimisation for automatic pipeline girth welding using a new friction welding method.** Materials & Design, [s. l.], v. 30, n. 3, p. 581–589, 2009.

FAES, K. et al. **New friction welding process for pipeline girth welds—welding time optimisation.** The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, [s. l.], v.43, n. 9–10, p. 982–992, 2009.

FITZPATRICK, M.E., FRY, A.T. **Measurement good practice guide nº 52, Determination of Residual Stresses by X-ray Diffraction,** 2005.

GORNI, A.A., SILVEIRA, J.H.D., REIS, J.S.S. **Metalurgia Dos Aços Microligados Usados Na Fabricação De Tubos Soldados Com Grande Diâmetro.** Revista Tubo & Companhia, 2009, 5:26, p.52-63.

HATAMLEH, O., RIVERO, I.V., SWAIN, S.E. **An investigation of the residual stress characterization and relaxation in peened friction stir welded aluminum-lithium alloy joints.** In: Materials and Design 30 (2009) 3367-3373.

HAUPT, W. **Ensaio Mecânico e Caracterização Microestrutural de Tubos Soldados por Fricção.** Dissertação de mestrado. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2013.

HOSSEINZADEH, F., BOUCHARD, P. (2013) **“Mapping Multiple Components of the Residual Stress Tensor in a Large P91 Steel Pipe Girth Weld Using a Single Contour Cut,”** Experimental Mechanics 53(2): 171–181.

LANDELL, R.M. **Análise do fluxo de material no processo de soldagem por fricção com pino consumível.** Tese de mestrado. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2016.

LEMOS, G.V.B., CUNHA, P. H. C. P., NUNES, R. M., BERGMAN, L., DOS SANTOS, J. F., CLARKE, T. **Residual stress and microstructural features of friction stir welded GL E36 shipbuilding steel.** In: Materials Science and Technology (2017) 1743-2847.

LU, J. **Handbook of Measurement of Residual Stresses.** Society for Experimental Mechanics, Inc. The Fairmont Press INC, France, 1996.

LU, J. Prestress Engineering of Structural Material: A Global Design Approach to the Residual Stress Problem. In: TOTEEN, G.; HOWES, M.; INOUE, T. **Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel**. Laszlis: Copyright, 2002. P. 11-26.

MACHADO, Ivan Guerra. **Soldagem & Técnicas Conexas: conexões**. Porto Alegre: Ivan Guerra Machado, 1996. 477.

MATTEI, F. **DESENVOLVIMENTO DE EQUIPAMENTO PARA ESTUDO DE SOLDAGEM POR FRICÇÃO**. Tese de mestrado. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2011.

MEYER, A. **Friction Hydro Pillar Processing – Bonding Mechanism and Properties**. Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, 2003.

MISHRA, R. S.; KUMAR, P. S. N. **Friction Stir Welding and Processing: Science and Engineering**. Denton: Springer, 2014

NOYAN, I.C., COHEN, J.B. **Residual Stress – Measurement by diffraction and interpretation**, NY: Springer-Verlag, 1987.

PAES, Marcelo Torres Piza. **Processamento termomecânico de pinos de aço no interior de cavidades de aço C-Mn através de soldagem por atrito rotacional**. Tese (Doutorado) - Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2013.

PINHEIRO, G. A. **Local Reinforcement of Magnesium Components by Friction Processing: Determination of Bonding Mechanisms and Assessment of Joint Properties**. Technischen Universität Hamburg-Harburg, 2008.

PIRES, R. R., **Efeito da Geometria, da Força e da Rotação no Reparo por Atrito**. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, 2007.

PISSANTI, D. R., et al. **Development of a Friction Welding Machine for Pipes with Rotatory Ring and Evaluation of a Stainless Steel Duplex**. In: 2015, Anais: Rio Pipeline Conference & Exposition 2015.

PISSANTI, D. R. **Qualificação e investigação de parâmetros para a soldagem de tubos de aço inoxidável dúplex pelo processo de soldagem por fricção axial com anel rotativo**. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2017.

PRIME, M. B.; DEWALD, A. T. **The Contour Method**. In: **SCHAJER, G. S. Practical Residual Stress Measurement Methods**. West Sussex, U.K.: John Wiley & Sons Ltd, 2013. p. 109-138

PRIME, M.B., GONZALES, A.R. **The Contour Method: Simple 2-D Mapping of Residual Stresses**. In The 6th International Conference on Residual Stresses (2000) pg. 617-624.

PRIME, M.B. **Cross-sectional mapping of residual stresses by measuring the surface contour after a cut**. In: Journal of Engineering Materials and Technology 123, 2001. pg. 162-168.

PRIME, M.B. **“Contour Method Advanced Applications: Hoop Stresses in Cylinders and Discontinuities,”** Engineering Applications of Residual Stress, 2011. Volume 8, T. Proulx, ed., Springer: New York, pp. 13–28.

ROSSINI, N. S. et al. **Methods of Measuring Residual Stresses in Components**. In: **Materials & Design** 35, 2012. p. 572-588.

ROVERE, C. A. D. et al. **Microestrutura e resistência à corrosão de aços inoxidáveis supermartensíticos soldados por fricção radial**. Soldag. Insp., São Paulo, v. 19, n. 3, p. 255-263, set. 2014.

RUUD, C. **Measurement of Residual Stresses**. In: TOTEEN, G.; HOWES, M.; INOUE, T. **Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel**. Lasmis: Copyright, 2002. P. 99-117.

SACCON, V. T. **Investigação microestrutural e estudo das propriedades mecânicas da liga de alumínio AA2139 T3 e T8 soldadas por Friction Stir Welding - FSW**. São Carlos: UFSCar, 2011.

SCHAJER, G. S., RUUD, O. **Overview of Residual Stresses and Their Measurement**. In: **Practical Residual Stress Measurement Methods**, First Edition. Edited by Gary S. Schajer. Published by John Wiley & Sons, Ltd, 2013.

SILVEIRA, V. F. DA. **Aplicação do processo de soldagem a ponto por fricção (FSpW) entre juntas dissimilares de aço e liga de alumínio para aplicações automotivas**. Universidade Federal do rio Grande do Sul, 2015.

SOUZA, Robson José de. **Desenvolvimento, projeto de construção de um equipamento de reparo de trincas por atrito**. 2006. 104 f. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2006.

UEMORI, R., FUJIOKA, M., INOUE, T., MINAGAWA, M., ICHIKAWA, K., SHIRAHATA, H., NOSE, T., **“Steels for Marine Transportation and Construction”**, Nippon Steel Technical Report, n. 101, p. 37-47, 2012

WITHERS, P.J.; BHADESHIA, H. K. D. H. **Residual stress Part 1 - Measurement techniques**. **Materials Science and Technology**, v. 17, n. 4, 2001. P. 355-365.

