

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MINAS,
METALÚRGICA E DE MATERIAIS

CARLA VOLFF AMAVISCA

ESTUDO DAS TENSÕES RESIDUAIS EM JUNTAS SOLDADAS OBTIDAS
ATRAVÉS DA SOLDAGEM POR FRICÇÃO COM PINO CONSUMÍVEL NO AÇO
AISI H13

Porto Alegre

2019

CARLA VOLFF AMAVISCA

Engenheira Metalúrgica

ESTUDO DAS TENSÕES RESIDUAIS EM JUNTAS SOLDADAS OBTIDAS
ATRAVÉS DA SOLDAGEM POR FRICÇÃO COM PINO CONSUMÍVEL NO AÇO
AISI H13

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

2019

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Reitor: Rui Vicente Oppermann

Vice-Reitor: Jane Fraga Tutikian

ESCOLA DE ENGENHARIA

Diretor: Luiz Carlos Pinto da Silva filho

Vice-Diretor: Carla Schwengber ten Caten

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

Coordenador: Carlos Pérez Bergmann

Vice Coordenador: Afonso Reguly

Amavisca, Carla Volff

ESTUDO DAS TENSÕES RESIDUAIS EM JUNTAS SOLDADAS
OBTIDAS ATRAVÉS DA SOLDAGEM POR FRICÇÃO COM PINO
CONSUMÍVEL NO AÇO AISI H13/

Carla Volff Amavisca. -- 2019.

96 f.

Orientador: Thomas Gabriel Rosauro 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, 2019.

1. Soldagem por fricção. 2. Reparo. 3. AISI H13.
4. Tensões Residuais 5. Difração de raios X.
6. Método do Contorno.

I. Clarke, Thomas Gabriel Rosauro, orient. II. Título.

CARLA VOLFF AMAVISCA

ESTUDO DAS TENSÕES RESIDUAIS EM JUNTAS SOLDADAS OBTIDAS
ATRAVÉS DA SOLDAGEM POR FRICÇÃO COM PINO CONSUMÍVEL NO AÇO
AISI H13

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 Banca 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. Guilherme Vieira Braga Lemos – UFRGS _____

Dr. Toni Roger Schifelbain de Lima – FAURGS _____

Dedico este trabalho à minha família, que me apoia sempre; e aos meus amigos, que tornaram esta jornada mais leve.

AGRADECIMENTOS

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

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

Aos Eng. Gustavo Cordenonsi e MSc. Eng. Luís Kanan pelo suporte técnico na área de simulação computacional.

Ao Eng. Douglas Martinazzi pelo apoio na caracterização metalúrgica das juntas soldadas.

Ao MSc. Eng. Igor Diehl, pelo apoio nas análises de difração de Raios X.

Aos demais colegas do Laboratório de Metalurgia Física da UFRGS, em especial aos colegas do PROENG CDT, pela ajuda durante a realização das soldagens.

À CNPq pelo aporte financeiro.

RESUMO

Forças termomecânicas às quais matrizes e moldes são expostos podem causar desgaste e falhas prematuras em operação. Como opção de remanufatura, devido aos elevados custos de fabricação de novas ferramentas, meios de reparo consistem usualmente em técnicas de soldagem por fusão para reaproveitamento e extensão da vida útil dos componentes. Nas últimas décadas, a soldagem em estado sólido, entretanto, vem demonstrando ser uma ótima alternativa frente aos métodos convencionais de união mais utilizados na indústria. No presente trabalho, a técnica de soldagem por fricção com pino consumível (*Friction Hydro Pillar Processing - FHPP*) foi investigada para realização de reparo de matrizes e moldes. Esta investigação se deu através da análise dos parâmetros de processo (força axial, taxa de força aplicada, consumo do pino) visando obter juntas soldadas livres de defeitos, as quais foram avaliadas através de análises macrográficas, micrográficas e perfis de microdureza. Por fim, no intuito de verificar a influência dos parâmetros de soldagem, a avaliação das tensões residuais nas juntas soldadas foi realizada via difração de raios X (DRX) e Método do contorno (MC). Os resultados mostraram que através do processo FHPP foi possível obter juntas soldadas praticamente livres de defeitos para o aço AISI H13 temperado e revenido. Via método do contorno foi possível criar mapas 2D das tensões residuais normais ao plano de interesse. As tensões se mostraram relativamente simétricas em torno do pino soldado para todos os parâmetros testados, sendo compressivas na zona termomecanicamente afetada (ZTMA) do pino com magnitude de até -255 MPa e trativas na região próxima à zona afetada pelo calor (ZAC) da base com valores de até 253 MPa para soldas realizadas com força axial de 150kN. Além disso, foi possível perceber uma boa concordância entre as técnicas.

Palavras-chave: Soldagem por fricção; Reparo; AISI H13; Tensões residuais, Difração de Raios X; Método do Contorno.

ABSTRACT

Thermomechanical forces to which dies and molds are exposed can cause wear and premature failure in operation. As a remanufacturing option, due to the high manufacturing costs of new tools, repair media usually consist of fusion welding techniques for reuse and extended component life. In the last decades, solid state welding, however, has been proving to be a great alternative to the more conventional bonding methods used in industry. In the present work, Friction Hydro Pillar Processing (FHPP) was investigated for the repair of dies and molds. This investigation was carried out by analyzing the process parameters (axial force, applied force rate, pin consumption) in order to obtain welded joints free of defects, which were evaluated through macrographic, micrographic and microhardness profiles. Finally, in order to verify the influence of the welding parameters, the evaluation of the residual stresses of welded joints was performed by X-ray diffraction (XRD) and Contour Method (CM). The results showed that through the FHPP process it was possible to obtain weld joints practically free of defects for quenched and tempered AISI H13 steel. Using the Contour Method was possible to create 2D maps of the normal residual stresses at the plane of interest. The stresses were shown to be relatively symmetric around the pin for all tested parameters, being compressive in the thermo mechanical affected zone (TMAZ) of the pin with magnitude up to -255 MPa and tensile in the region near the heat-affected zone (HAZ) of the base with values of up to 253 MPa for welds realized with axial force of 150kN. In addition, it was possible to identify a good agreement between the techniques.

Keywords: Friction Welding; Repair; AISI H13; Residual Stress; X-ray Diffraction; Contour Method.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Principais tipos de defeitos em matrizes e moldes.....	9
Figura 2: Etapas envolvendo o reparo de matrizes/moldes.	10
Figura 3: Técnicas de soldagem utilizadas para a deposição de materiais durante a reparação de matrizes e moldes.	11
Figura 4: Princípio básico do processo de soldagem FHPP.	14
Figura 5: Imagem da sequência de etapas do processo de soldagem FHPP.....	14
Figura 6: Soldagem por costura ou sobreposição.	15
Figura 7: Gráfico das etapas do processo FHPP. (1) Etapa de atrito; (2) Etapa de aquecimento; (3) Etapa de frenagem; (4) Etapa de forjamento.....	15
Figura 8: Regiões resultantes da solda FHPP.....	19
Figura 9: Mapa das tensões residuais (direção x) introduzidas pela soldagem por fricção FHPP em aço baixa liga (2,25%Cr/1%Mo).	24
Figura 10: Tensões residuais na direção longitudinal (direção y) de juntas FHPP soldadas com diferentes comprimentos de queima do pino processado.	24
Figura 11: Variação das tensões residuais na condição como soldada (junta nº1), com preaquecimento (junta nº2) e com TTAT (junta nº3).	25
Figura 12: Mapa de tensões residuais geradas a partir do método do contorno para amostras de alumínio de 4 mm e 8 mm soldadas por FSW.....	26
Figura 13: Técnicas de medição de tensões residuais. (Resolução X profundidade de penetração).	27
Figura 14: Princípio da superposição aplicado no método do contorno. As tensões foram plotadas em um quarto da amostra original.	29
Figura 15: Medição do contorno do plano. (a) primeira metade, (b) segunda metade.	31
Figura 16: Comparação do deslocamento medido, médio e suavizado.	32
Figura 17: Modelo de elementos finitos com o oposto da deformação medida na superfície de corte. Deformação ampliada em 200x.	33
Figura 18: Difração da radiação, onde d é o espaçamento entre os planos do reticulado, “ θ ” é o ângulo de Bragg e “ λ ” é o comprimento de onda da radiação.	34
Figura 19: Fluxograma dos processos envolvidos na pesquisa	36

Figura 20: À esquerda um exemplar do pino consumível e a direita do bloco de base após usinagem.	37
Figura 21: Desenho esquemático: a) pino consumível e b) bloco de base (dimensões em milímetros).....	38
Figura 22: Seção do pino centralizado em contato com o fundo da cavidade.	39
Figura 23: Máquina MPF100.	39
Figura 24: Amostra após o procedimento de soldagem e tratamento térmico.	41
Figura 25: Corte por eletroerosão separando o pino e a rebarba sobressalente do restante da junta soldada.	42
Figura 26: Amostra cortada para preparação metalográfica longitudinal.	42
Figura 27: Regiões da seção longitudinal da junta soldada avaliadas microestruturalmente.....	43
Figura 28: Mapeamento de microdureza na seção longitudinal da junta soldada.	44
Figura 29: Medição dos deslocamentos oriundos do relaxamento de tensões nas superfícies dos blocos de base após o corte na máquina MMC.	45
Figura 30: Dados suavizados por interpolação <i>thin-plate smothing spline</i>	46
Figura 31: (a) Bloco modelado em um estado não deformado (b) modelo FE com dados suavizados introduzidos com aumento de 200x da deformação.	46
Figura 32: Equipamento de difração de raios X.	47
Figura 33: Micrografia no sentido transversal do material. À esquerda do pino consumível e à direita do bloco de base. Ataque: Nital 5%.....	49
Figura 34: Micrografia mostrando microestrutura composta por martensita revenida e carbonetos de liga. À esquerda sentido longitudinal e a direita sentido transversal. Ataque: Nital 5%.....	51
Figura 35: Comportamento resultante da variação dos principais parâmetros de soldagem durante o período de execução da amostra S100.	53
Figura 36: Comportamento resultante da variação dos principais parâmetros de soldagem durante o período de execução da amostra S150.	53
Figura 37: Comportamento resultante da variação dos principais parâmetros de soldagem durante o período de execução da amostra S200.	54
Figura 38: Macrografia da junta soldada S100. À esquerda seção longitudinal e à direita seção de topo.	55

Figura 39: Macrografia da junta soldada S150. À esquerda seção longitudinal e à direita seção de topo.	55
Figura 40: Macrografia da junta soldada S200. À esquerda seção longitudinal e à direita seção de topo.	55
Figura 41: Macrografia evidenciando a presença de defeitos nas amostras de topo em todos os parâmetros soldados. (a) S100, (b) S150 e (c) S200.....	57
Figura 42: Microestrutura das regiões características do parâmetro de soldagem S100. 1- Material base bloco de base; 2- Interface lateral pino-cavidade; 3 e 4- ZTMA do pino consumível. Micrografias com aumento de 200x.	60
Figura 43: Microestrutura das regiões características do parâmetro de soldagem S150. 1- Material base bloco de base; 2- Interface lateral pino-cavidade; 3 e 4- ZTMA do pino consumível. Micrografias com aumento de 200x.	61
Figura 44: Microestrutura das regiões características do parâmetro de soldagem S200. 1- Material base bloco de base; 2- Interface lateral pino-cavidade; 3 e 4- ZTMA do pino consumível. Micrografias com aumento de 200x.	62
Figura 45: Microestrutura das regiões características do parâmetro de soldagem S100. 5- ZAC do pino; 6, 7 - ZTMA do pino; 8- Interface inferior pino-cavidade. Micrografias com aumento de 200x.	64
Figura 46: Microestrutura das regiões características do parâmetro de soldagem S150. 5- ZAC do pino; 6, 7 - ZTMA do pino; 8- Interface inferior pino-cavidade. Micrografias com aumento de 200x.	65
Figura 47: Microestrutura das regiões características do parâmetro de soldagem S200. 5- ZAC do pino; 6, 7 - ZTMA do pino; 8- Interface inferior pino-cavidade. Micrografias com aumento de 200x.	66
Figura 48: Gráficos de perfil de microdureza das juntas S100, S150 e S200, na seção longitudinal a 2mm da superfície da amostra, as linhas tracejadas indicam a região de interface cavidade-pino.	68
Figura 49: Gráficos de perfil de microdureza das juntas S100, S150 e S200, na seção longitudinal a 4mm da superfície da amostra, as linhas tracejadas indicam a região de interface cavidade-pino.	68

Figura 50: Gráficos de perfil de microdureza das juntas S100, S150 e S200, na seção longitudinal a 8mm da superfície da amostra, as linhas tracejadas indicam a região de interface cavidade-pino.	69
Figura 51: Mapa de microdureza resultante da soldagem FHPP para o parâmetro S100.....	70
Figura 52: Mapa de microdureza resultante da soldagem FHPP para o parâmetro S150.....	71
Figura 53: Mapa de microdureza resultante da soldagem FHPP para o parâmetro S200.....	71
Figura 54: Desenho esquemático da localização das medições pelas diferentes técnicas.	72
Figura 55: Mapa 2D de distribuição de tensões residuais (MPa) na direção z da junta soldada S100 por FHPP através do método do contorno.	73
Figura 56: Mapa 2D de distribuição de tensões residuais (MPa) na direção z da junta soldada S150 por FHPP através do método do contorno.	73
Figura 57: Mapa 2D de distribuição de tensões residuais (MPa) na direção z da junta soldada S200 por FHPP através do método do contorno.	74
Figura 58: Gráfico comparativo entre os resultados de tensão residual obtidos através do método do contorno para as amostras S100, S150 e S200 no centro da amostra (8 mm).....	75
Figura 59: Gráfico comparativo entre os resultados de tensão residual obtidos através do método do contorno para as amostras S100, S150 e S200 mais próximo à superfície da amostra (4,6mm).....	76
Figura 60: Gráfico comparativo entre os resultados de tensão residual (8mm) obtidos através do método do contorno e de microdureza (8mm) para a amostra S100.....	77
Figura 61: Gráfico das tensões residuais (MPa) medidas na superfície das juntas S100, S150 e S200 através da técnica de difração de raios X. As linhas tracejadas representam aproximadamente a região de interface cavidade-pino.....	78
Figura 62: Perfis comparativos (tensões residuais x distância) de 4,6 até 7 mm abaixo da superfície para a junta soldada S100 através do método do contorno.....	79

Figura 63: Comparação entre resultados das medições de tensões residuais entre o método de difração de raios X na superfície e após a remoção de camada de 0,8 mm, para amostra S100.....	80
Figura 64: Perfis comparativos (tensões residuais x distância) de 4,6 até 7 mm abaixo da superfície para a junta soldada S150 através do método do contorno.....	80
Figura 65: Comparação entre resultados das medições de tensões residuais entre o método de difração de raios X na superfície e após a remoção de camada de 2,2 mm, para amostra S150.....	81
Figura 66: Perfis comparativos (tensões residuais x distância) de 4,6 até 7 mm abaixo da superfície para a junta soldada S200 através do método do contorno.....	81
Figura 67: Comparação entre resultados das medições de tensões residuais entre o método de difração de raios X na superfície e após a remoção de camada de 1,6 mm, para amostra S200.....	82
Figura 68: Gráfico resultante da duplicata do parâmetro de solda S100.....	94
Figura 69: Gráfico resultante da duplicata do parâmetro de solda S150.....	94
Figura 70: Gráfico resultante da duplicata do parâmetro de solda S200.....	95
Figura 71: Gráfico comparativo entre os resultados de tensão residual (8mm) obtidos através do método do contorno e de microdureza (8mm) para a amostra S150.....	95
Figura 72: Gráfico comparativo entre os resultados de tensão residual (8mm) obtidos através do método do contorno e de microdureza (8mm) para a amostra S200.....	96

LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Classificação dos aços ferramenta.....	6
Tabela 2: Faixas de composição química do aço AISI H13 (% em massa).	7
Tabela 3: Parâmetros de soldagem dos estudos preliminares.....	40
Tabela 4: Composição química do aço AISI H13 utilizado para confecção dos pinos consumíveis, (% em massa).	49
Tabela 5: Composição química do aço AISI H13 utilizado para confecção dos blocos de base, (% em massa).	50
Tabela 6: Dureza Brinell do material do pino consumível, como recebido.	50
Tabela 7: Dureza Brinell do material do bloco de base, como recebido.....	50
Tabela 8: Dureza HRC do material, após beneficiamento de tempera e duplo revenido.	51
Tabela 9: Parâmetros selecionados para estudo a partir da variação da força axial.	52
Tabela 10: Área em mm ² das zonas afetadas pelo processo de soldagem FHPP....	56
Tabela 11: Porcentagem da tensão de escoamento obtida através da medição da tensão residual de acordo com o método do contorno e o método de difração de raios-X.....	83

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

ASTM	<i>ASTM International</i>
ASM	<i>ASM International</i>
AISI	<i>American Iron and Steel Intitute</i>
AWS	<i>American Welding Society</i>
CE	Carbono Equivalente
DRX	Difração de raios X (<i>X-ray diffraction</i>)
FEA	Análise de elementos finitos (<i>Finite Element Analysis</i>)
FEM	Método de elementos finitos (<i>Finite Element Method</i>)
FHPP	Soldagem por fricção com pino consumível (<i>Friction Hydro Pillar Processing</i>)
FSW	Soldagem por fricção e mistura mecânica (<i>Friction Stir Welding</i>)
HB	Dureza Brinell
HRC	Dureza Rockwell C
HV	Dureza Vickers
H13	Aço ferramenta para trabalho à quente, classe H
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>)
MPF	Máquina de Processos por Fricção
NADCA	<i>North American Die-Casting Association</i>
SAE	<i>Society of Automotive Engineers</i>
TR	Tensões Residuais
TTAT	Tratamento Térmico de Alívio de Tensões
TTPS	Tratamento Térmico Pós Soldagem
TWI	<i>The Welding Institute</i>
ZAC	Zona afetada pelo calor
ZTMA	Zona termo mecanicamente afetada
C	Carbono

Cr	Cromo
d	Espaçamento interplanar médio de um material tensionado
d_0	Espaçamento interplanar médio de um material não tensionado
E	Módulo de Elasticidade de Young
m	Coeficiente angular da reta
Mn	Manganês
Mo	Molibdênio
n	Ordem de reflexão
P	Fósforo
S	Enxofre
Si	Silício
V	Vanádio
Δl	Comprimento de consumo do pino
θ	Ângulo de difração
ψ	Ângulo entre o plano normal de difração e a superfície da amostra
ν	Coeficiente de Poisson
λ	Comprimento de onda do feixe de radiação incidente
σ_{\emptyset}	Tensão Residual
$\varepsilon_{\emptyset\psi}$	Deformação nas direções \emptyset e ψ
\emptyset	Ângulo entre a direção de referência e a direção da medição de tensão no plano

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
2	OBJETIVOS	4
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
3.1	AÇO FERRAMENTA.....	5
3.1.1	Classificação do aço ferramenta	5
3.1.2	Aços ferramenta para trabalho a quente	6
3.1.2.1	Aço AISI H13	7
3.1.3	Soldabilidade do aço ferramenta	7
3.1.4	Matrizes e Moldes	8
3.1.4.1	Reparo em matrizes e moldes	10
3.2	SOLDAGEM NO ESTADO SÓLIDO	11
3.2.1	Soldagem por Fricção	12
3.2.2	Soldagem por Fricção com pino consumível (FHPP)	13
3.2.2.1	Etapas do Processo	15
3.2.2.2	Parâmetros	17
3.2.2.3	Regiões que compõem a junta soldada produzida por FHPP	18
3.2.2.4	Vantagens e Limitações	20
3.3	TENSÕES RESIDUAIS	21
3.3.1	Tipos de Tensões Residuais	22
3.3.3	Técnicas de medição das tensões residuais	26
3.3.3.1	Método do Contorno	27
3.3.3.2	Difração de raios X	34
4	MATERIAIS E MÉTODOS	36
4.1	MATERIAL	37
4.2	GEOMETRIA DO PINO	38
4.3	EQUIPAMENTO DE SOLDAGEM	39
4.4	PROCEDIMENTO DE SOLDAGEM	40
4.5	CARACTERIZAÇÃO DA JUNTA SOLDADA	41
4.5.1	Análise Macroscópica	41
4.5.2	Análise Microestrutural	43
4.5.3	Análise de Microdureza	43

4.6	ANÁLISE DE TENSÕES RESIDUAIS.....	44
4.6.1	Ensaio do Método do contorno	44
4.6.2	Ensaio de difração de raios X	46
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	49
5.1	MATERIAL.....	49
5.2	SOLDAGEM.....	51
5.3	ANÁLISE MACROGRÁFICA.....	54
5.4	ANÁLISE MICROESTRUTURAL.....	58
5.5	ANÁLISE DE MICRODUREZA	67
5.6	ANÁLISE DE TENSÕES RESIDUAIS.....	72
6	CONCLUSÃO	85
7	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	86
8	REFERÊNCIAS	87
9	APÊNDICE	94

1 INTRODUÇÃO

Em aplicações de alta temperatura, o aço ferramenta AISI H13 possui excelentes propriedades, tais como alta resistência mecânica, dureza, resistência ao impacto, resistência ao desgaste e resistência à fadiga térmica. Em virtude dessas propriedades é um dos principais materiais utilizados na indústria para ferramentais em aplicações de trabalho a quente, como fundição, forjamento e extrusão, e desempenha um papel fundamental nas indústrias de manufatura. (ROBERTS et al, 1998); (JIA et al, 2015). Tais ferramentais são submetidos a diversas cargas de impacto complexas durante os processos termomecânicos. As altas tensões levam a uma considerável deformação plástica e abrasão com o aumento no tempo de operação, gerando deterioração. Falhas comuns incluem corrosão, pitting, trincas por fadiga térmica e desgaste. (PERSSON, 2004); (JHAVAR et al, 2013); (TELASANG et al, 2014). A falha geralmente ocorre em uma pequena região da peça, tornando a peça inteira inutilizável, resultando na necessidade de uma nova matriz, que geralmente é cara. Devido aos altos custos para produzir uma nova matriz, a tecnologia de reparo de superfícies, que pode estender com sucesso a vida útil das matrizes é bastante significativa. (BAILEY et al, 2017); (PRAKASH et al, 2015).

As atividades de reparo e manutenção são importantes em qualquer processo industrial e são necessárias quando as características de peças ou componentes mudam, independentemente dos problemas serem originados durante a construção inicial ou durante o serviço subsequente. (CHLUDZINSKI et al, 2012). Além disso, o custo do reparo representa apenas uma pequena proporção, com um máximo de 30% do custo de um novo molde. (CHEN et al, 2014). A soldagem é a tecnologia normalmente utilizada para reparo de matrizes e moldes danificados, usada para restaurar sua condição de operação original e prolongar a vida útil. (XU et al, 2015). A soldagem a arco com gás inerte e a soldagem a laser estão incluídas entre os principais métodos de reparo utilizados em ferramentais. No entanto, alguns problemas relacionados à soldagem por fusão, podem ser citados, como: trincas de solidificação, segregação de elementos de liga, porosidade, absorção de hidrogênio pelo líquido, formação de fases indesejáveis e altas tensões residuais. (MEYER, 2003).

Neste contexto, a soldagem por fricção com pino consumível (FHPP), processo derivado da soldagem por fricção para aplicações de reparo, é apresentada como uma nova possibilidade de técnica a ser utilizada em matrizes de aço AISI H13. À medida que, em geral, todos os processos desta técnica ocorrem sem atingir o ponto de fusão, os problemas associados à solidificação dos materiais são reduzidos ou mesmo eliminados, oferecendo uma provisão conveniente e econômica para a reparo de componentes danificados, devido ao curto tempo de operação e a completa automatização. (NICHOLAS, 2003); (MEINHARDT et al, 2017); (BUZZATTI et al, 2019). No local em que uma descontinuidade é detectada, uma cavidade circular é usinada afim de mitigar o defeito. A técnica FHPP consiste na inserção de um pino consumível nesta cavidade previamente usinada. Rotação e força axial são aplicadas e calor é gerado a partir da fricção entre as partes, dessa forma o material do pino plastificado é depositado continuamente sobre o volume da cavidade, permitindo eliminar a descontinuidade. Ao fim do processo, a rebarba formada é extraída juntamente com o pino excedente, finalizando o reparo. (MEYER, 2003).

A presença de tensões residuais (TR), geradas em processos de soldagem devido aos gradientes térmicos e transformação de fase envolvidos, constitui um grande problema encontrado na indústria de reparo, pois estas podem se somar às tensões de carregamento externo e causar falhas catastróficas em equipamentos e componentes. (SUOMINEN et al, 2013); (SCHAJER et al, 2013). Assim, estudos sobre o efeito das tensões residuais em peças e estruturas têm aumentado consideravelmente nos últimos anos. (MURUGAN et al, 2009). Sendo a soldagem um dos processos de reparo mais utilizados atualmente, é necessário conhecer como os parâmetros de soldagem influenciam na magnitude e distribuição das tensões residuais. A otimização dos parâmetros do processo e um programa de tratamento térmico, portanto, são importantes para garantir a qualidade da união, isenção de defeitos, distorção mínima e evitar a geração de elevadas tensões residuais. (SUAREZ et al, 2015). Apesar da grande importância, há apenas limitados estudos sobre o comportamento das tensões residuais em soldas FHPP. (WEDDERBURN et al, 2012); (HATTINGH et al, 2011).

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). A medição de tensões residuais é difícil em soldas, pois técnicas comuns como raios-X e difração de nêutrons tem limitações quando aplicadas em materiais com gradiente microestrutural, combinações de materiais dissimilares e componentes espessos. (PRIME, 2001). Neste trabalho é apresentada, portanto, a aplicação do método do contorno para avaliação das tensões residuais em soldas FHPP. O método do contorno, proposto por Prime et al (PRIME et al, 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). A determinação das tensões residuais se dá através de um experimento que consiste em cortar uma amostra contendo tensões residuais em duas partes e a medição da deformação resultante ao corte, que ocorre devido à redistribuição das tensões residuais. Os dados de deformação medidos são suavizados e ajustados usando algoritmos numéricos, então, analiticamente são aplicados como condições de contorno à superfície em um modelo de elemento finito para calcular as tensões correspondentes normais ao plano de corte. (LIU et al, 2014); (PRIME et al, 2013).

O método do contorno já foi aplicado e teve seus resultados comparados com diversos ensaios destrutivos e não-destrutivos para medição de tensão residual em diversas técnicas de soldagem, obtendo boa concordância entre as técnicas. (MURUGAN et al, 2009); (PRIME et al, 2003); (SHI et al, 2018); (FRANKEL et al, 2009); (LIU et al, 2014); (SMITH et al, 2017); (HATAMLEH et al, 2009).

Neste trabalho foi realizado o processo de soldagem FHPP para reparo do aço AISI H13. As tensões residuais foram avaliadas pelo Método do Contorno no interior da solda e por difração de raios X na superfície; análises metalográficas e testes de microdureza foram realizados para apoiar estas medições. Os resultados mostraram que as soldas produzidas com diferentes parâmetros de força axial e conseqüentemente diferentes aportes térmicos, têm distribuições microestruturais, de microdureza e de tensão residual distintas. Além disso, foi possível identificar o caráter complementar das técnicas de raios X e do método do contorno e sendo possível perceber uma boa concordância entre as técnicas.

2 OBJETIVOS

No presente trabalho dois objetivos principais foram propostos. O primeiro objetivo foi o desenvolvimento da soldagem FHPP para o aço AISI H13 de forma eficaz e aplicável para reparo de matrizes e moldes. Com base nas características do processo de soldagem e do material, os estudos preliminares de soldagem FHPP foram planejados. O segundo objetivo foi utilizar, experimentalmente, a técnica do método do contorno para de medição de tensões residuais nas juntas soldadas por FHPP e comparar os resultados ao método de difração de raios X.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 AÇO FERRAMENTA

Um importante segmento da indústria siderúrgica, na fabricação de aços especiais, é representado pelos aços ferramenta. Sua definição segundo a seção *Tool Steels* do manual da *Iron and Steel Society* (1988) é: “São aços ao carbono, aços ligados ou aços rápidos, capazes de serem temperados e revenidos. Geralmente são fundidos em fornos elétricos e produzidos sob certas práticas para corresponder a especificações especiais. Podem ser usados em ferramentas manuais ou de fixação mecânica em corte e conformação de materiais na temperatura ambiente ou em elevadas temperaturas. Aços ferramenta são também empregados numa vasta variedade de outras aplicações onde a resistência ao desgaste, tenacidade, resistência mecânica e outras propriedades são selecionadas para ótimo desempenho.” (ROBERTS, 1998)

3.1.1 Classificação do aço ferramenta

Os aços ferramenta são classificados em grandes grupos pelo *American Iron and Steel Intitute* (AISI) e pela *Society of Automotive Engineers* (SAE). As classificações geralmente são baseadas de acordo com sua aplicabilidade, composição química ou meio de endurecimento (água, óleo ou ar). (AWS, 1998), (ROBERTS, et al., 1998), (KRAUS, 2015) Os principais grupos de aço ferramenta são mostrados na Tabela 1.

Tabela 1: Classificação dos aços ferramenta.

Grupo	Série AISI	Especificação
Aços rápidos	T	Tungstênio
	M	Molibdênio
Trabalho a frio	O	Temperável em óleo
	A	Média liga, temperável ao ar
	D	Alto carbono, alto cromo
Trabalho à quente	H	Cromo (H1-H19)
		Tungstênio (H20-H39)
		Molibdênio (H40-H59)
Moldes	P	Baixo carbono
Aplicções especiais	L	Baixa liga
	F	Tungstênio, alto carbono
Resistência ao choque	S	Médio carbono
Temperáveis em água	W	Aço ao carbono

Fonte: Adaptado de AWS,1998.

3.1.2 Aços ferramenta para trabalho a quente

Os aços ferramenta de trabalho a quente (série AISI H) têm como características alta resistência mecânica em temperaturas elevadas e alta resistência ao impacto. O aço ferramenta de trabalho a quente foi desenvolvido para ser exposto a altas temperaturas de serviço, como no caso de forjamento e extrusão a quente, fundição ou moldagem de plástico. Este grupo de aços de ferramenta é dividido em três tipos dependendo do elemento de liga primário, que pode ser cromo, tungstênio ou molibdênio e juntos devem totalizar pelo menos 5% para que a resistência a quente seja adequada. (AWS, 1998), (ROBERTS, et al., 1998)

As propriedades finais do aço dependem da qualidade tanto no que se refere ao material como fornecido, quanto ao tratamento térmico aplicado, que é seguido por diversos autores segundo as recomendações da *North American Die-Casting Association* (NADCA). (MESQUITA, 2010), (KORECKI et al, 2013)

3.1.2.1 Aço AISI H13

Este tipo de aço pertence ao grupo dos aços ferramenta para trabalho a quente com o cromo como principal elemento de liga. Devido a sua composição química, as principais características deste aço são: elevada temperabilidade, elevada resistência em altas temperaturas, boa resistência ao desgaste em temperaturas elevadas, excelente tenacidade, boa usinabilidade entre os aços-ferramenta, excelente resistência a choques térmicos devidos aos aquecimentos e resfriamentos contínuos, fazendo com que o surgimento de trincas térmicas seja reduzido. (LEE et al, 2009)

Sua excelente temperabilidade e conteúdo de liga equilibrado são responsáveis pela baixa distorção durante a têmpera. Esses aços são especialmente adaptados ao trabalho de todos os tipos de moldagem a quente, particularmente matrizes de extrusão, matrizes de fundição, matrizes de forjamento, mandris e tesouras quentes. (AWS, 1998), (ROBERTS, et al., 1998)

Segundo a ASTM A681 (2008), o aço ferramenta H13 possui as faixas de composição química de acordo com a Tabela 2:

Tabela 2: Faixas de composição química do aço AISI H13 (% em massa).

AISI H13 (% massa)			
C – 0,32-0,45	Si – 0,80-1,25	Mn – 0,20-0,60	P – Máx. 0,030
S – Máx. 0,030	Cr – 4,75-5,50	Mo – 1,10-1,75	V – 0,80-1,20

Fonte: ASTM A681, 2008.

3.1.3 Soldabilidade do aço ferramenta

O alto teor de liga dos aços ferramenta geralmente está relacionado ao aumento da resistência ao desgaste, dureza máxima, profundidade de endurecimento e estabilidade dimensional. No entanto, o aumento do teor de liga também diminui a soldabilidade, razão pela qual os aços temperados ao ar requerem maior cuidado durante a soldagem. O elemento principal que influencia a soldabilidade é o carbono; à medida que o teor de carbono aumenta, a soldagem torna-se mais difícil. (AWS, 1998) Esta tendência pode ser estimada numericamente através do parâmetro conhecido como carbono equivalente (CE), obtido através da expressão desenvolvida pelo *International Institute of Welding*:

$$CE = \%C + \%Mn/6 + \%(Cr + Mo + V)/5 + \%(Ni + Cu)/15 \quad (\text{Equação 1})$$

Em geral, quando CE for menor que 0,45%, diz-se que o material apresenta boa soldabilidade, ou seja, é improvável que ocorra algum defeito na solda, também não é necessário nenhum tratamento térmico. Para CE na faixa de 0,45-0,60%, há probabilidade de aparecimento de trincas e, por isso, é aconselhável um pré-aquecimento. A soldabilidade do material pode ser comprometida quando CE for maior que 0,60%, pois há a formação de estruturas frágeis e o surgimento de trincas durante o processo de soldagem por fusão, sendo imprescindível um elevado nível de controle. Dessa forma, a execução torna-se dispendiosa e demorada, pois exigem pré-aquecimento e pós aquecimento controlados. (LÓPEZ, 2010)

Na soldagem por fricção, as mudanças microestruturais são restritas a uma zona afetada pelo calor relativamente estreita. O pré-aquecimento antes da soldagem reduzirá a taxa de resfriamento na zona afetada pelo calor, produzindo uma junta mais dúctil e minimizando a probabilidade de trincas. O pós-aquecimento permite que a temperatura se equalize em toda a peça antes de qualquer tratamento subsequente, reduzindo assim as tensões internas. (AWS, 1998)

3.1.4 Matrizes e Moldes

Matrizes e moldes são amplamente utilizados para a produção em série de componentes fundidos, componentes estampados, componentes conformados e produtos forjados. A importância das matrizes e moldes na produção em série deve-se principalmente à globalização e demanda por uma melhoria contínua da competitividade em termos de aumento de suas complexidades e redução de custo do molde. (JHAVAR et al., 2013)

Tais matrizes/moldes sofrem um grande número de impactos locais, cargas cíclicas, tensões térmicas e corrosão, afetando significativamente sua vida útil. Problemas, como geometrias desgastadas, deformação plástica ou instabilidade dimensional e trincas superficiais, surgem algumas vezes em poucos ciclos de trabalho, levando à falha prematura (PERSSON, 2004), (TELASANG et al., 2014), (CHEN et al., 2014). As causas que levam uma matriz à falha estão relacionadas

basicamente com a presença de tensões, as quais possuem origem tanto no processo de fabricação quanto durante aplicação, sendo que as falhas mais comuns são a ocorrência de trincas, trincas térmicas e desgaste (FROEHLICH, 2003). A preocupação em evitar tensões residuais críticas deve estar presente em todas as etapas da fabricação da matriz, desde seu projeto, seleção apropriada do material, fabricação correta, tratamento térmico correto e condições de operação projetadas. Devido aos problemas ilustrados na Figura 1, matrizes e moldes perdem a precisão, tamanho e forma em locais críticos, resultando em produtos fora de forma e tolerâncias.

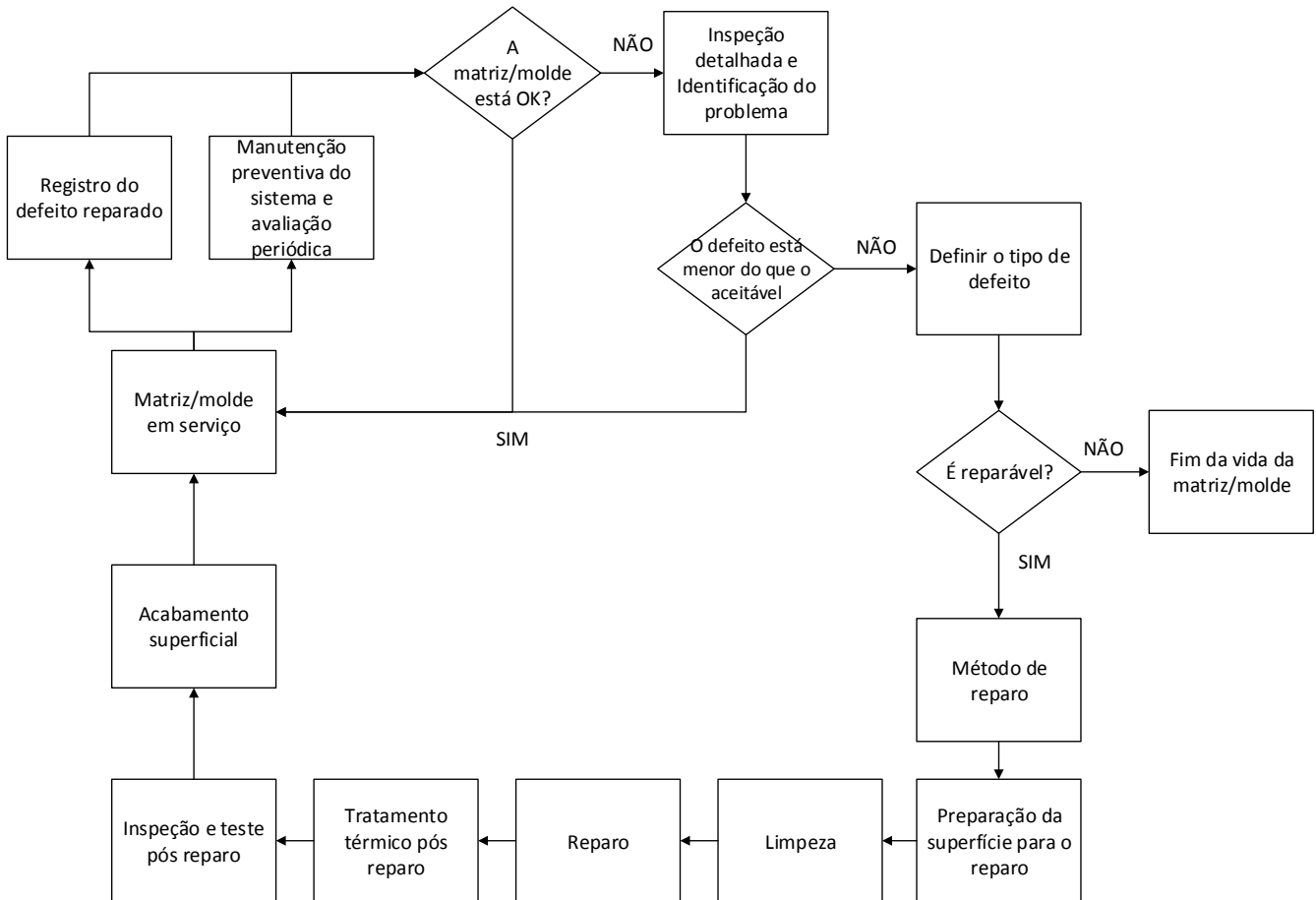
Figura 1: Principais tipos de defeitos em matrizes e moldes.



Fonte: Adaptado de JHAVAR et al., 2013.

Uma vez avaliado o tipo e a extensão dos danos, é sempre prática estimar a viabilidade técnico-econômica do reparo. A falha inicial pode ser detectada nos estágios iniciais por meio de inspeção regular. (JHAVAR et al., 2013) Na Figura 2, um fluxograma das etapas realizadas nas inspeções de moldes e matrizes.

Figura 2: Etapas envolvendo o reparo de matrizes/moldes.

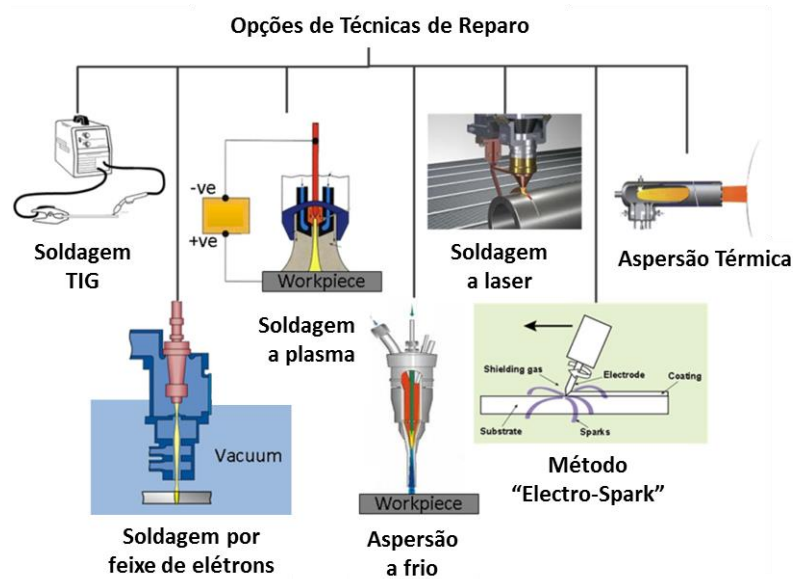


Fonte: Adaptado de JHAVAR et al., 2013.

3.1.4.1 *Reparo em matrizes e moldes*

A soldagem é a tecnologia mais popular para a reparo de matrizes e moldes danificados, para que possam ser colocados em operação novamente. (TUSEK et al., 2007) A demanda de modos de reparo precisos e rápidos com um investimento consideravelmente baixo faz com que os pesquisadores desenvolvam processos aprimorados para o reparo de moldes e matrizes. Entre as inúmeras tecnologias de soldagem, como as apresentadas na Figura 3, três dos processos mais utilizados para a reparo de matrizes e moldes são a soldagem TIG, a soldagem a plasma e a soldagem a laser.

Figura 3: Técnicas de soldagem utilizadas para a deposição de materiais durante a reparação de matrizes e moldes.



Fonte: Adaptado de JHAVAR et al., 2013.

A soldagem TIG (também conhecida como *Gas Tungsten Arc Welding*, GTAW) é caracterizada pela estabilidade e concentração do arco elétrico, permitindo soldas altamente controladas e precisas em qualquer posicionamento de soldagem. Por outro lado, a entrada de calor no material de base é alta, por isso normalmente é necessário pré e pós aquecimento para evitar a concentração excessiva de tensão.

A soldagem a plasma é muito semelhante à soldagem TIG. A principal diferença está relacionada a um orifício de soldagem concentrado, resultando em maior penetração e densidade de energia. A entrada de calor para o material é menor, o que é bom em relação à zona afetada, mas resulta em uma produtividade menor.

A soldagem a laser é caracterizada por sua densidade de energia concentrada e precisão, permitindo soldas de alta qualidade e profundas. A configuração e controle do equipamento é mais complexa do que nos outros processos de soldagem e pode ser uma operação demorada. (PEÇAS et al., 2006), (CHEN et al., 2014)

3.2 SOLDAGEM NO ESTADO SÓLIDO

Na soldagem em estado sólido, a ligação metalúrgica é criada abaixo do ponto de fusão do material, através de deformação plástica. (MESSLER, 1999). A energia fornecida durante a soldagem de estado sólido é através da pressão e / ou fricção. As

superfícies dos materiais são trazidas em contato íntimo, exigido para a ligação atômica direta, expulsando os contaminantes da superfície através da aplicação de calor e / ou pressão. (KHAN et al., 2017)

Os processos de soldagem em estado sólido foram amplamente estudados devido às vantagens comprovadas em relação a outras técnicas convencionais. À medida que, em geral, todos os processos ocorrem sem atingir o ponto de fusão, os problemas associados à solidificação dos materiais são reduzidos ou mesmo eliminados. Assim, tais defeitos como porosidade, segregação de soluto, fissuras de solidificação, fissuras de liquefação e absorção de gás (principalmente hidrogênio e nitrogênio) não aparecem nas uniões. Além disso, materiais dissimilares também podem ser facilmente unidos, uma vez que nenhuma mistura de materiais ocorre em forma líquida e, portanto, podem ser obtidas juntas soldadas de qualidade. Vários processos de soldagem, tais como soldagem por ultrassom, soldagem a frio, soldagem por fricção, soldagem explosiva, soldagem por difusão, se enquadram na categoria de soldagem em estado sólido. (KHAN et al., 2017)

3.2.1 Soldagem por Fricção

As origens da soldagem por atrito/fricção são anteriores a 1891, quando a primeira patente sobre o processo foi registrada nos Estados Unidos. Segundo a *American Welding Society* (AWS, 1991) baseia-se em um processo de união no estado sólido que produz junção de materiais sob força de compressão das peças com rotação ou deslocamento relativo entre si para produzir calor e deslocar plasticamente material das superfícies de contato. Dessa forma, ocorre o fenômeno de transformação da energia mecânica fornecida a uma das peças a ser soldada em energia térmica, exatamente no local onde será formada a junta soldada, a partir do calor gerado pelo atrito das duas superfícies distintas em contato. A pressão de contato e de forjamento pode ser aplicada por ambas as peças em contato ou somente por uma delas. (PAES, 2013), (PINHEIRO, 2008)

Este processo rápido, facilmente controlado e mecanizado tem sido amplamente usado na indústria automotiva, ferroviária e naval. Os métodos de soldagem por atrito são divididos em convencionais e métodos adicionais. (AWS, 1991) Segundo Andrade (2011) os métodos adicionais são conhecidos como: *Friction*

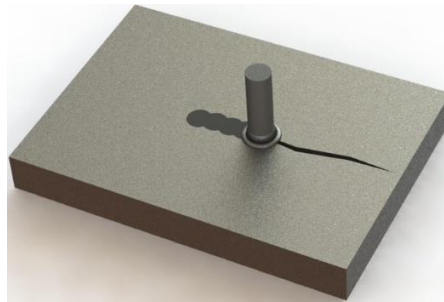
Radial Welding, Friction Surfacing, Friction Stir Welding, Friction Spot Welding, Friction Stir Spot Welding, Friction Stud Welding, Friction Stitch Welding e Friction Hydro Pillar Processing.

3.2.2 Soldagem por Fricção com pino consumível (FHPP)

Friction Hydro Pillar Processing (FHPP) é uma técnica relativamente recente de soldagem no estado sólido. Inventada pelo TWI (*The Welding Institute*) em 1991, esta técnica é de grande interesse em pesquisa e desenvolvimento devido ao seu potencial em oferecer uma série de novas rotas para produção e fabricação. Ainda em desenvolvimento, já se apresenta promissora para unir e reparar chapas espessas de materiais ferrosos e não ferrosos, sem que ocorra fusão macroscópica. (DELANY et al., 2005)

Segundo Thomas e Nicholas, (1997) a técnica de soldagem por fricção com pino consumível (*FHPP*) consiste na inserção coaxial de um pino consumível (cilíndrico ou cônico) em uma cavidade circular, previamente aberta, de uma base ou substrato metálico. Rotação e força axial são aplicadas no pino de forma que forças hidrodinâmicas e calor por atrito são gerados entre as partes. Dessa forma, o material do pino é depositado continuamente. O material plastificado desenvolve-se a uma velocidade mais rápida do que a taxa de alimentação axial da ferramenta consumível e, portanto, a superfície de fricção plastificada aumenta em torno do comprimento da ferramenta, proporcionando uma camada de interface recristalizada dinamicamente que forma a solda. Na Figura 4 está apresentado um desenho esquemático que mostra o surgimento da força hidrodinâmica durante o processo de soldagem, fazendo com que seja possível depositar o material tendo um completo preenchimento da cavidade.

Figura 6: Soldagem por costura ou sobreposição.



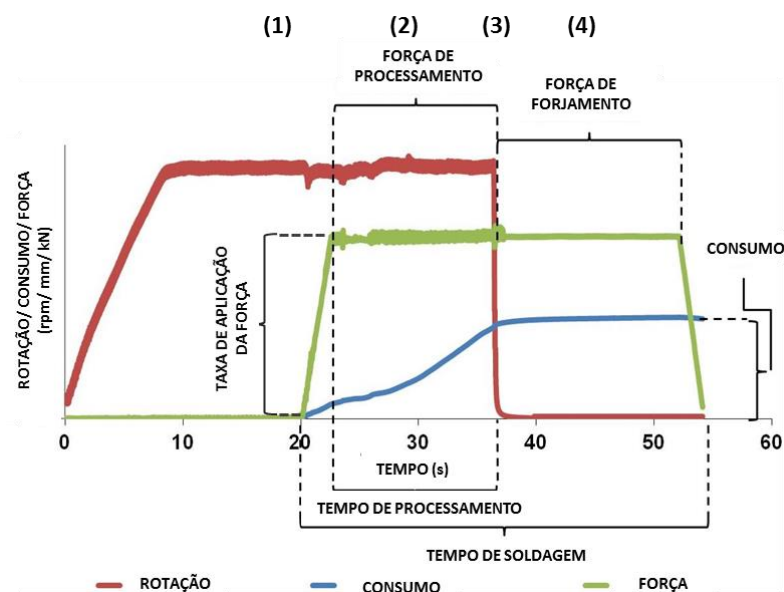
Fonte: BUZZATTI, et al., 2015.

3.2.2.1 Etapas do Processo

A soldagem por atrito pode ser dividida em duas grandes variações dependendo da maneira pela qual a energia rotacional é convertida em calor: acionamento direto (unidade contínua) e acionamento inercial (energia armazenada). O método utilizado neste trabalho será o de atrito por acionamento direto.

O processo de união de soldagem por atrito de acionamento direto pode ser dividido, conforme Meyer (2003) entre outros autores, em quatro etapas: (1) etapa de atrito; (2) etapa de aquecimento; (3) etapa de frenagem; e por fim, (4) etapa de forjamento, conforme a Figura 7.

Figura 7: Gráfico das etapas do processo FHPP. (1) Etapa de atrito; (2) Etapa de aquecimento; (3) Etapa de frenagem; (4) Etapa de forjamento.



Fonte: Adaptado de BUZZATTI et al, 2015.

Etapa de atrito (1): A etapa de atrito é definida pelo aumento da área de contato inicial, remoção dos filmes de óxidos presentes nas superfícies e conseqüentemente a elevação da temperatura, esse período também envolve um elevado aumento no número de interações entre as asperezas. Devido à elevação da temperatura, as propriedades do material como limite de escoamento e resistência mecânica são intensamente reduzidas, favorecendo assim, o crescimento da componente adesiva do atrito. Nessa fase ocorre um alto aumento no torque, alcançando o seu máximo e por conseqüência elevação da potência de soldagem. (CROSSLAND, 1971 citado por MEYER, 2003)

Etapa de aquecimento (2): Na segunda etapa, ocorre uma acentuada queda no torque em decorrência da formação de um filme visco plástico de baixa resistência ao cisalhamento entre as superfícies de contato. O coeficiente de atrito diminui em decorrência da criação do filme que atua como um lubrificante. A temperatura se mantém em elevação, porém com uma taxa menor que a anterior, fazendo com que a camada de material plastificado aumente, tornando assim, mais fácil a expulsão do material plastificado para a região mais periférica do pino. A partir desse momento é iniciada a formação da rebarba com a extrusão do metal. Tem-se um comportamento quase estacionário do processo da temperatura, do torque, do comprimento de queima e da geração de calor. Ao final dessa etapa, já é possível a formação de uma união metalúrgica devido à uniformização da deformação plástica e das condições de aquecimento, aliadas à expulsão, para rebarba, das partículas contaminantes. (MEYER, 2003), (PINHEIRO, 2008).

Etapa de frenagem (3): Uma velocidade rotacional inferior resulta em um comprimento de queima (consumo do pino) maior. O aumento da temperatura de rebarba é causado pela compressão entre os materiais. Num momento crítico a rotação é reduzida a um nível tão baixo que as temperaturas das superfícies de atrito não podem ser mantidas, então a resistência ao cisalhamento do material aumenta e a deformação angular ocorre em uma região maior ao longo da peça. O torque de atrito aumenta consideravelmente, sendo constante por alguns milissegundos. Ao final, a união metalúrgica entre as peças é intensificada. (THOMAS et al.,1992) (MEYER, 2003), (PINHEIRO, 2008)

Etapa de forjamento (4): Ao aplicar-se uma força de forjamento, uma união homogênea é alcançada ao longo de toda a seção durante esta etapa. A elevada força de soldagem resulta em um aumento brusco do consumo do pino e do torque de atrito. As camadas de óxidos produzidas nas regiões mais afastadas agora são expulsas com a rebarba. Após a rotação ser interrompida, o processo de amolecimento dinâmico, ou seja, a deformação é concluída, mas os processos de difusão prosseguem. Como o material começa a resfriar lentamente, ocorre recristalização estática e regeneração cristalina. As tensões internas são consideravelmente eliminadas, caracterizando um fator determinante para as propriedades mecânicas de uma solda por atrito. (MEYER, 2003), (PINHEIRO, 2008)

3.2.2.2 Parâmetros

A combinação dos parâmetros de solda influencia diretamente na qualidade final da solda, estas variáveis têm como principal função gerar a combinação necessária de calor e pressão para formar a união, de modo que não ocorram os defeitos possíveis neste processo. (ASM, 1993). Os principais parâmetros que influenciam na qualidade final da solda por fricção são:

Velocidade de rotação: A função deste parâmetro é de produzir uma velocidade relativa entre as superfícies de contato. (AWS, 1991). Está diretamente relacionada com o aporte térmico, ou seja, a quantidade de energia adicionada. Altas velocidades ocasionam o polimento das superfícies em contato e resultam em um maior tempo até que os materiais alcancem as condições plásticas ideais, isso permitiria uma maior propagação da energia térmica na direção axial, elevando a temperatura final do conjunto e, conseqüentemente, uma maior ZAC (zona afetada pelo calor), menor taxa de resfriamento e queda nas propriedades mecânicas como resistência e dureza. 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. (ELLIS, 1972 citado por PINHEIRO, 2008), (LUCAS, 1973 citado por PINHEIRO, 2008)

Força axial:

A força axial controla o gradiente de temperatura na zona de solda, a potência de acionamento requerida e o consumo do pino. (PINHEIRO, 2008). Deve ser alta o suficiente para manter as superfícies de atrito em contato íntimo, de forma a evitar a formação de óxidos. (AWS,1991). A força axial tem uma grande influência na qualidade da união: As maiores forças conduzem a um estreitamento da ZAC, pois o pino é consumido mais rapidamente em um menor tempo de aquecimento. Para as forças menores, a ZAC é apresentada com um perfil mais abrangente, pois devido a menor velocidade de consumo é necessário um maior tempo de aquecimento e maior propagação de calor. (BUZZATTI, J., 2017).

Consumo do pino (*burn-off*): Este parâmetro corresponde ao comprimento do material consumido do pino, sendo dado pelo deslocamento axial total do pino, a partir de seu contato inicial com a superfície da cavidade. Seu valor é fixado para determinado procedimento de soldagem, correspondendo ao comprimento que produz um volume equivalente ao volume da cavidade (mais a rebarba). A força axial aplicada juntamente com a velocidade de rotação irá controlar o comprimento de queima. (CHLUDZINSKI, 2013).

Além dos três parâmetros principais de controle, também possuem significativa relevância nas características finais da junta soldada, a taxa de aplicação da carga axial e a força de forjamento, que corresponde à aplicação da carga compressiva por determinado tempo posteriormente à paralisação da rotação, sendo possível a utilização de um acréscimo ou não de carga em relação àquela utilizada durante a soldagem. Assim como para qualquer processo de soldagem por fricção, a combinação ideal dos parâmetros para o processo FHPP depende dos materiais envolvidos e tem influência direta nas propriedades mecânicas e metalúrgicas de cada junta. (BUZZATTI, D., 2017)

3.2.2.3 Regiões que compõem a junta soldada produzida por FHPP

As regiões que compõem uma junta soldada por FHPP possuem diferentes nomenclaturas devido às características mecânicas e microestruturais diferenciadas, dependentes das temperaturas a que foram submetidas, da quantidade de

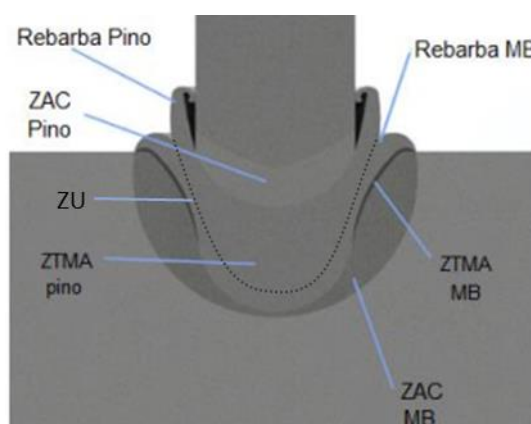
deformação plástica imposta, das propriedades dos materiais utilizados e do modo da extração de calor a que estão submetidas, conforme a Figura 8.

A zona termo mecanicamente afetada do pino (ZTMA do pino) é região que além de sofrer as influências do calor produzido pela fricção, é deformada plasticamente durante o processo. Devido à alta temperatura, o material passa por recristalização dinâmica. Os grãos nessa região são refinados e orientados. A rebarba do pino é o volume da ZTMA do pino que excede a cavidade usinada.

A zona termo mecanicamente afetada da base (ZTMA da base) é o volume de material correspondente à estrutura onde a cavidade foi usinada que sofre tanto a influência do calor gerado pela fricção como a deformação plástica. A rebarba da base também corresponde ao material excedente ao volume da cavidade que sofre influências do calor e deformação plástica.

A zona afetada pelo calor da base (ZAC da base) e a zona afetada pelo calor do pino (ZAC pino) sofrem alteração microestrutural devido ao calor gerado.

Figura 8: Regiões resultantes da solda FHPP.



Fonte: Adaptado de BUZZATTI, D., 2017.

Além destas regiões descritas também há a zona de união (ZU), entre os materiais do pino e da base onde a cavidade a ser preenchida foi usinada. Esta região, composta por grãos muito finos devido à severa deformação e completa recristalização, une os materiais que compõem a ZTMA do pino e da base. (BUZZATTI, D., 2017)

3.2.2.4 Vantagens e Limitações

Com base nas descrições apresentadas por (AWS, 1991), (MEYER, 2003), (PIRES, 2007) e (CHLUDZINSKI, 2013) serão dispostos aspectos positivos e limitações do processo de soldagem com pino consumível.

Vantagens:

- Como todo o processo ocorre no estado sólido, os problemas associados a fenômenos de fusão e de solidificação não ocorrem, tais como: segregação e absorção de hidrogênio pelo líquido;
- Em geral, não é necessária atenção especial com a limpeza das superfícies a serem unidas, uma vez que o atrito rompe, desloca e remove as impurezas da superfície de solda para a região da rebarba;
- O processo é limpo e seguro para operadores, uma vez que não ocorre emissão de gases tóxicos, radiação, fumos, respingos ou até mesmo, riscos de choque elétricos envolvendo altas tensões;
- O processo é facilmente automatizado para produção em massa, com elevado controle de qualidade;
- O aquecimento localizado e a ausência de fusão tornam viável a soldagem de muitas combinações de metais dissimilares, difíceis ou mesmo impossíveis de serem soldados por outros processos convencionais de soldagem;
- Baixos custos, facilidade de operação, instalações simples, baixo consumo de energia e o curto ciclo de soldagem, fazem com que o custo efetivo deste processo seja atrativo comparado a outros existentes.
- Na grande maioria dos casos, a resistência da solda é igual ou até mesmo superior à dos metais de base.

Limitações

- Em geral, a peça de trabalho deve ter um eixo de simetria e ser capaz de ser rotacionada em torno deste eixo;
- Ao menos um dos materiais deve ser passível de deformação plástica;

- A preparação e o alinhamento das peças podem ser um ponto crítico para desenvolver fricção e aquecimento uniformes, particularmente em grandes diâmetros;
- O processo é normalmente limitado a realização de soldas de topo, planas e em ângulo;
- Elevado custo inicial com equipamento, visto que este deve ser rígido e resistente para manter o alinhamento das peças sob forças aplicadas.

3.3 TENSÕES RESIDUAIS

São as tensões existentes em um corpo sem que sobre ele estejam agindo quaisquer forças externas ou gradientes de temperatura. As tensões residuais aparecem como uma resposta elástica do material a uma distribuição não homogênea de deformações não elásticas, tais como deformações plásticas, precipitações, transformação de fase, deformação devido à expansão térmica, entre outros. (NOYAN, 1987), (LODINI, 2003)

As tensões residuais são auto equilibrantes (a resultante de força e momento que produzem valem zero) e qualquer perturbação como remoção de material, aplicação de novas tensões e gradientes de temperatura, dentre outras, provocam uma redistribuição, de modo que as tensões se equilibrem novamente. (SCHAJER E RUUD, 2013)

De acordo com Lu (1996), Whitters e Badeshia (2001) e Capello (2005), as tensões residuais podem retardar ou acelerar o início de uma deformação plástica nas camadas superficiais ou sub-superficiais, podendo ser benéficas ou deletérias. Supondo que uma peça seja submetida a esforços cíclicos repetitivos e que uma trinca nucleie na camada superficial, nesse ponto caso ajam tensões de compressões a propagação da trinca poderá ser retardada, desde que sua magnitude seja maior do que as tensões atuantes e que o limite de escoamento não seja atingido. O valor máximo das tensões residuais é próprio limite de escoamento do material, assim as tensões residuais têm caráter elástico.

Segundo Schajer e Ruud (2013) quase todos os processos de fabricação criam tensões residuais. Além disso, as tensões também podem se desenvolver durante a

vida útil do componente fabricado. Os mecanismos que criam tensões residuais incluem:

a) deformação plástica não uniforme: exemplos ocorrem em processos de fabricação que alteram a forma de um material. Esses processos incluem forjamento, laminação, estampagem, usinagem.

b) modificação de superfície: exemplos ocorrem na fabricação durante a usinagem, lixamento, revestimento, *shot peening* e carburação, e em serviço por corrosão ou oxidação.

c) modificação de fase material e/ou de densidade: ocorre muitas vezes na presença de grandes gradientes térmicos. Exemplos ocorrem na fabricação durante a soldagem, fundição, têmpera, transformação de fase em metais e cerâmicos, endurecimento por precipitação em ligas e polimerização em plásticos, bem como em serviço por danos de radiação em componentes de reatores nucleares e mudanças de umidade em madeira.

3.3.1 Tipos de Tensões Residuais

A classificação mais comum das tensões residuais é quanto à sua área de abrangência, sendo elas tensões residuais macroscópicas, microscópicas e submicroscópicas. (LU, 1996), (WHITERS et al, 2001), (LODINI, 2003) e (ROSSINI et al, 2012)

Tensões Residuais Macroscópicas: Também chamadas por alguns autores de tensões residuais do Tipo I, são tensões praticamente uniformes e se expandem ao longo de vários grãos. Exemplos típicos apresentam-se em materiais deformados plasticamente de maneira não uniforme, como barras sujeitas a dobramento além do limite elástico, processos de laminação, gradientes térmicos, têmpera em aço.

Tensões residuais microscópicas: tensões intergranulares ou do Tipo II são as que mantêm uma distribuição uniforme ao longo de um grão ou de boa parte dele. Podem ocorrer em interfaces entre fases e partículas precipitadas e a matriz. Desenvolvem-se durante a deformação elastoplástica de um material policristalino com grãos aleatoriamente orientados e cuja resistência ao escoamento e ao encruamento dependem da orientação cristalográfica.

Tensões Residuais Submicroscópicas: Conhecidas também como tensões residuais Tipo III ou micro tensões localizadas, abrangem distâncias interatômicas, dentro de uma pequena porção de um grão. Ocorrem nos materiais metálicos sujeitos a processos que produzam descontinuidades na rede cristalina como vazios, impurezas, falhas de empilhamento, entre outros.

3.3.2 Tensões residuais geradas durante processos de soldagem

Tensões residuais oriundas do processo de soldagem podem ser consequência da variação heterogênea de temperatura e da transformação de fase no material. A contração no resfriamento de regiões diferentemente aquecidas e plastificadas durante a operação de soldagem normalmente representa a principal fonte de tensões residuais no processo de soldagem. O processo de soldagem é realizado em temperaturas nas quais o módulo de elasticidade e a resistência ao escoamento do metal tornam-se muito pequenos, facilitando o escoamento do metal, que tende a se expandir em altas temperaturas. Quando ocorre o resfriamento, o material recupera a sua rigidez sob temperaturas ainda altas e sob condições heterogêneas de temperatura, impedindo que a contração ocorra igual e livremente em todas as regiões. As tensões geradas podem ser da ordem do limite de escoamento do metal. (ZINN et al, 2002)

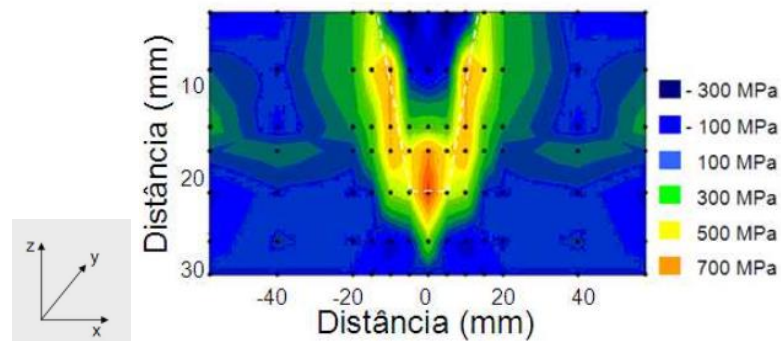
Para o caso da geração de tensões devido à transformação de fases na soldagem, as tensões surgem porque a transformação de fases da austenita para ferrita, bainita, perlita ou martensita, ocorre com aumento de volume. Desta forma, o material da zona afetada pelo calor, que sofre transformação de fase, tende a se expandir e será impedido pela parte do metal frio e não transformado. (MACHERAUCH et al, 1987), (ZINN et al, 2002)

3.3.2.1 Tensões residuais em soldagem por atrito

Em juntas soldadas por FHPP, tensões residuais foram analisadas em aço baixa liga (2,25%Cr/1%Mo) por HATTINGH et al., (2011) via técnica de difração por nêutrons. Os autores encontraram a presença de elevadas tensões residuais trativas, que segundo eles, facilitaram a ocorrência de trincas na zona de processamento do pino, o que estava também relacionado aos elevados valores de dureza. A Figura 9

mostra que as tensões residuais foram mais elevadas ao longo da ZAC, alcançando os maiores valores a uma profundidade de 20-30 mm (em relação à superfície do bloco).

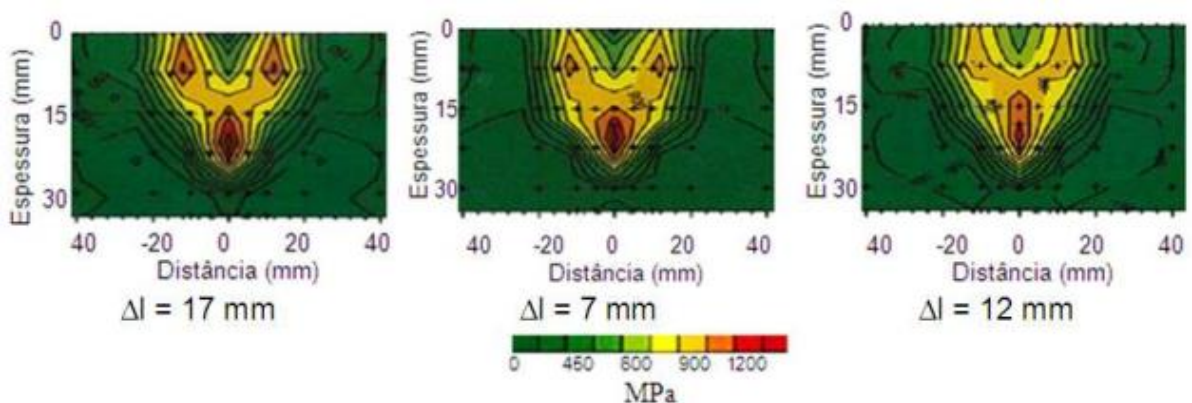
Figura 9: Mapa das tensões residuais (direção x) introduzidas pela soldagem por fricção FHPP em aço baixa liga (2,25%Cr/1%Mo).



Fonte: Adaptado de HATTINGH et al, 2011.

Também pela técnica de difração por nêutrons, foram realizadas medições das tensões residuais ao variar o comprimento de consumo do pino processado. Hattingh et al., (2009) afirmaram que, como observado na Figura 10, existe um valor ótimo de consumo do pino que reduz o volume das tensões residuais trativas, próxima à superfície do bloco soldado, neste caso $\Delta l = 12$ mm. (HATTINGH et al, 2009, citado por PAES, 2013)

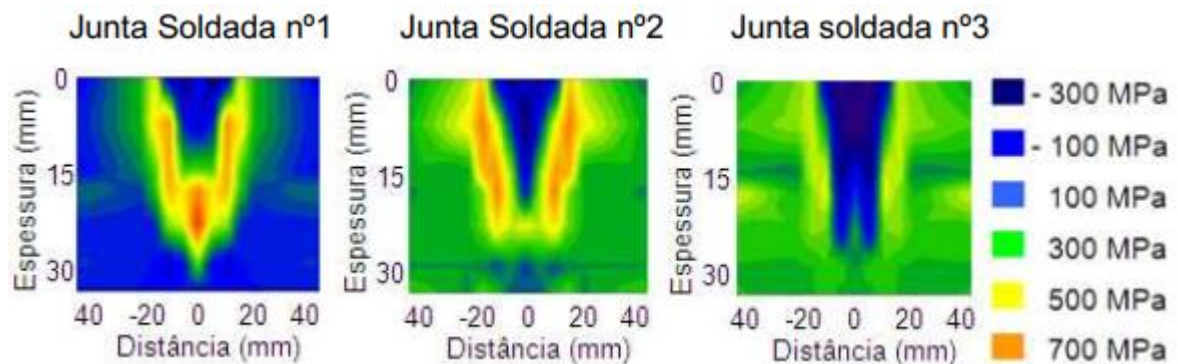
Figura 10: Tensões residuais na direção longitudinal (direção y) de juntas FHPP soldadas com diferentes comprimentos de queima do pino processado.



Fonte: Adaptado de HATTINGH et al, 2009.

Ainda foram analisadas juntas soldadas do mesmo aço (2,25%Cr 1%Mo) com o objetivo de avaliar o efeito do preaquecimento e do tratamento térmico de alívio de tensões (TTAT) na junta soldada por FHPP. As análises foram realizadas na direção longitudinal (direção x) ao longo do eixo z. (WEDDERBURN et al, 2012) A Figura 11 apresenta os resultados obtidos, onde se nota o efeito benéfico do TTAT em praticamente eliminar as tensões residuais trativas máximas. O uso do preaquecimento pouco influenciou na redução das tensões residuais.

Figura 11: Variação das tensões residuais na condição como soldada (junta nº1), com preaquecimento (junta nº2) e com TTAT (junta nº3).

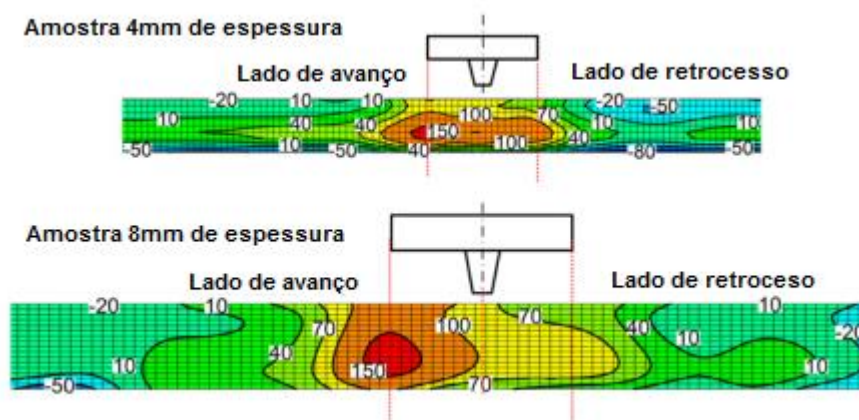


Fonte: Adaptado de WEDDERBURN et al, 2012.

Outra técnica relativamente nova para medir um mapa completo de tensão residual vem surgindo com as vantagens de ser simples, barata e insensível às variações microestruturais. O método do contorno, apesar de não haver publicações na avaliação de tensões residuais em soldas FHPP, já foi aplicado para medir a tensão residual em diversas técnicas de soldagem, como soldagem a arco de uma junção tipo T (Liu et al., 2012), soldagem por arco-plasma com polaridade variável (VPPA) de placas de liga de alumínio (Zhang et al., 2004), soldagem multipasse de tubos (Hosseinzadeh et al., 2013), soldas estreitas produzidas por soldagem por fricção linear (LFW) (Frankel et al., 2009) e soldagem por feixe de elétrons (Brown et al., 2011). O método do contorno foi usado para medir e mapear a tensão residual em soldas por fricção FSW, como uma solda AA2198-T851 de 18 mm de espessura (Richter-Trummer et al., 2012), uma placa de liga de magnésio com espessura de 6,5 mm (Woo et al., 2008) e uma junta de liga de alumínio dissimilar de 25,4 mm de espessura (Prime et al., 2006).

A Figura 12 mostra um mapa de tensões residuais de uma solda FSW criado a partir do método de contorno para amostras de alumínio de 4 mm e 8 mm por Liu e Yi (2013).

Figura 12: Mapa de tensões residuais geradas a partir do método do contorno para amostras de alumínio de 4 mm e 8 mm soldadas por FSW.



Adaptado de Liu e Yi (2013).

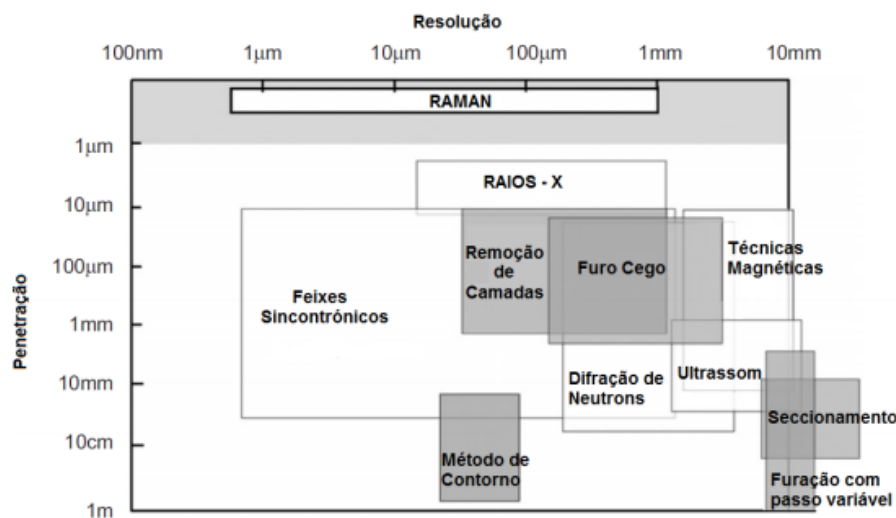
Pode ser visto que a distribuição de tensões longitudinais é quase inteiramente trativa ao longo da espessura dentro da região de solda para as duas amostras, exceto que uma pequena tensão de compressão está presente na superfície inferior da junta de 4 mm de espessura. Uma transição gradual da tensão de tração máxima para tensões trativas menores é claramente visível no mapa de contorno, a largura da região de tensão de tração é maior do que a largura do ombro (largura do o TMAZ). Também é claramente observado que a tensão residual longitudinal perto do lado de avanço é maior do que a próxima do lado de retrocesso nas duas juntas. O pico de tensão de tração ocorre perto do lado de avanço para ambas amostras. Segundo o autor, os resultados são coincidentes com diferentes métodos de medição encontrados na literatura, concluindo que o método do contorno pode obter o mapa completo das tensões longitudinais e suas características em amostras de soldagem por fricção FSW de liga de alumínio de 4 e 8 mm de espessura.

3.3.3 Técnicas de medição das tensões residuais

As técnicas de medição de tensões residuais dividem-se em destrutivas, semidestrutivas e não destrutivas, de acordo com o nível de dano introduzido no

material medido. As técnicas destrutivas e semidestrutivas têm como princípio a medição de deformações que ocorrem devido à liberação de tensões residuais quando um material é removido da amostra. (ROSSINI et al., 2012), (LU, 1996). Seccionamento, método do contorno e método do furo cego são os principais métodos mecânicos para medir tensões residuais em componentes estruturais. Os métodos não destrutivos incluem difração de raios X, difração de nêutrons, ultrassom e métodos magnéticos. Estas técnicas geralmente medem algum parâmetro (físico ou cristalográfico) que está relacionado com a tensão. No caso da técnica de difração de raios X, se a tensão a ser mensurada for subsuperficial, o material da superfície deve ser removido até expor a superfície desejada para análise. Neste caso, a técnica se torna destrutiva. (LU, 1996) Na Figura 13 estão apresentadas esquematicamente a correlação entre as técnicas e suas profundidades de penetração em relação a superfície. As partes sombreadas indicam as técnicas destrutivas de medição.

Figura 13: Técnicas de medição de tensões residuais. (Resolução X profundidade de penetração).



Fonte: Adaptado de ROSSINI et al, 2012.

3.3.3.1 Método do Contorno

O método do contorno, proposto por Prime et al (2000), com base teórica no princípio de superposição elástica de Bueckner (1958) tem se mostrado eficaz na medição e criação de mapas de tensões residuais bidimensionais em componentes de engenharia. O método do contorno é particularmente útil para campos de tensão residual complexos, com variação espacial, que são difíceis de mapear usando

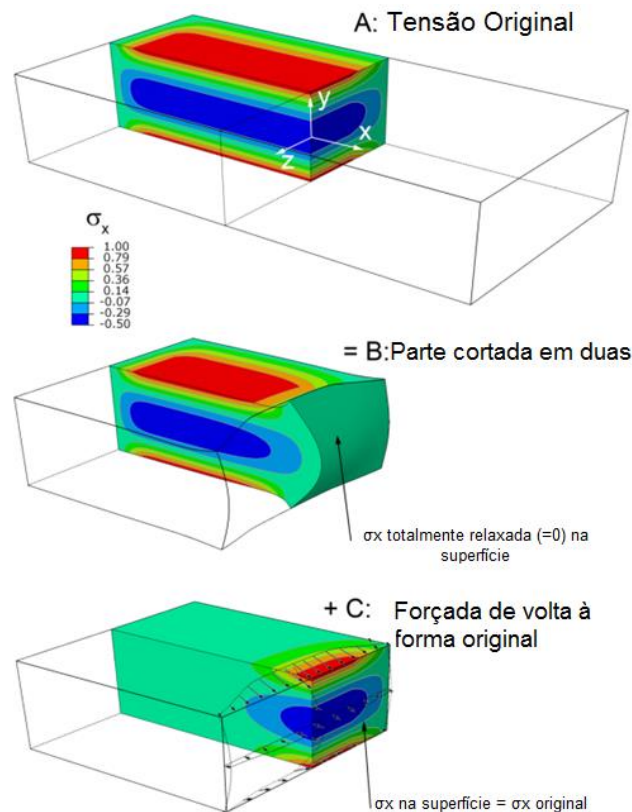
técnicas convencionais de medição por pontos. O método é insensível à variação da microestrutura e a espessura da amostra, além disso, a técnica é experimentalmente simples. Por exemplo, as complexas variações de tensão residual típicas de soldas são bem caracterizados usando o método de contorno. (LIU et al, 2014); (PRIME et al, 2000)

A determinação das tensões residuais se dá através de um experimento que consiste em cortar uma amostra contendo tensões residuais em duas partes e a medição da deformação resultante ao corte, que ocorre devido à redistribuição das tensões residuais. Os dados de deformação medidos são suavizados e ajustados usando algoritmos numéricos, então, analiticamente são aplicados como condições de contorno à superfície em um modelo de elemento finito para calcular as tensões correspondentes normais ao plano de corte. Este princípio de superposição pressupõe que o material se comporta elasticamente durante o alívio de tensões residuais e que o processo de corte de material não introduz novas tensões que possam influenciar os deslocamentos medidos. (MURUGAN et al, 2009), (PRIME et al, 2013), (LIU et al, 2014), (HOSSEINZADEH et al., 2014)

Conforme mostrado na Figura 14, uma ilustração 3-D para uma placa na qual a tensão longitudinal varia parabolicamente através da sua espessura, o "passo A" é a parte não perturbada e as tensões residuais que se deseja determinar. No "passo B", a placa foi cortada em dois no plano $x = 0$, o que resulta em um alívio das tensões normal e de cisalhamento sobre a superfície de corte. Este alívio de tensão resulta em deformação elástica da superfície cortada. As tensões virtuais que seriam necessárias para forçar as superfícies deformadas de volta à sua forma original são calculadas no "passo C". Assumindo que o processo de alívio da tensão foi elástico, a distribuição da tensão no "passo A" é a superposição linear do estado da tensão no "passo B" e "passo C", conforme a Equação 2. (PRIME et al, 2013)

$$\sigma_A(x,y,z) = \sigma_B(x,y,z) + \sigma_C(x,y,z) \quad (\text{Equação 2})$$

Figura 14: Princípio da superposição aplicado no método do contorno. As tensões foram plotadas em um quarto da amostra original.



Fonte: Adaptado de PRIME et al, 2013.

O alívio de tensões da superfície é devido à superposição de dois componentes, o normal e as tensões de cisalhamento. Embora, em princípio, todos os componentes possam ser deduzidos se a deformação da superfície de corte for mensurável, experimentalmente só é possível medir a deformação normal à superfície. Tomando uma média dos deslocamentos de ambos os lados do corte, o relaxamento da tensão de cisalhamento (que é assimétrico) é removido e o relaxamento normal das tensões (que é simétrico) é preservado. Assim, para determinar unicamente as tensões normais no plano de corte, a medição da deformação normal é suficiente, como demonstrado por vários autores analiticamente e através de simulação numérica (PRIME, 2001), (JOHNSON, 2008), (PRIME et al, 2013).

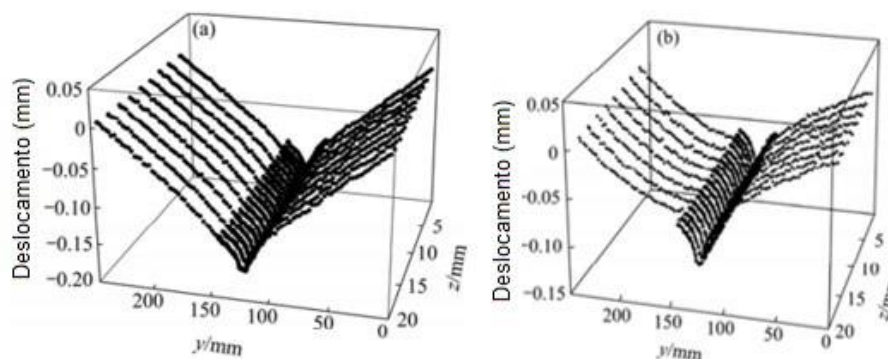
Segundo Johnson (2008), Liu, et al (2014) e Muránsky et al., (2017) as etapas básicas do método de contorno são: corte das amostras, medição de perfil de superfície, análise de dados e análise por elementos finitos (FEA).

Corte das amostras: O processo ideal de corte tem pressupostos a serem satisfeitos como: o corte deve ser plano; qualquer alívio da tensão deve ser puramente elástico e o processo de corte não deve introduzir tensões suficientes para afetar significativamente os deslocamentos medidos (PRIME et al, 2003). O plano original do corte deve ser limitado de movimento à medida que as tensões são relaxadas durante o corte. Essa restrição exige a fixação de ambos os lados do corte a uma fixação rígida. (PRIME et al., 2013) O percurso de corte deve ser alinhado e o corte programado para cortar toda a seção em uma única passagem. O corte por eletroerosão é provavelmente a escolha mais próxima ao ideal, pois utiliza descargas elétricas (faíscas) realizando o corte sem contato, enquanto cortes convencionais causam deformação plástica localizada devido as grandes forças de contato. A qualidade do corte é um fator primário na determinação da qualidade dos resultados do método de contorno. (ZHANG et al., 2004), (JOHNSON, 2008) (PRIME et al., 2013)

Medição de perfil da superfície: A metodologia de medição deve garantir que cada par de dados seja medido idealmente em uma posição de espelho (Figura 15). Além disso, a amostra deve ser mantida constante durante a medição para evitar qualquer movimento e garantir que cada ponto seja medido no local certo. (ZHANG et al., 2004)

O perfil da superfície pode ser medido usando métodos táteis, ópticos ou eletromagnéticos. As máquinas de medição de coordenadas com sistemas de sondagem de contato são mais comumente usadas para medições de superfície de contorno, pois podem medir grandes componentes de engenharia com resolução e precisão em nível de micron. (PRIME, 2001), (JOHNSON, 2008), (HOSSEINZADEH et al., 2014)

Figura 15: Medição do contorno do plano. (a) primeira metade, (b) segunda metade.



Fonte: LIU et al., 2014.

Análise dos dados: Segundo Prime et al., (2003, 2004), Liu et al., (2014), Hosseinzadeh et al., (2014) e Zhang et al., (2004) os dados medidos devem ser processados em um formato adequado, afim de calcular o mapa original da tensão residual. As principais etapas necessárias para analisar os dados são as seguintes:

Limpeza: Nesta fase, 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.

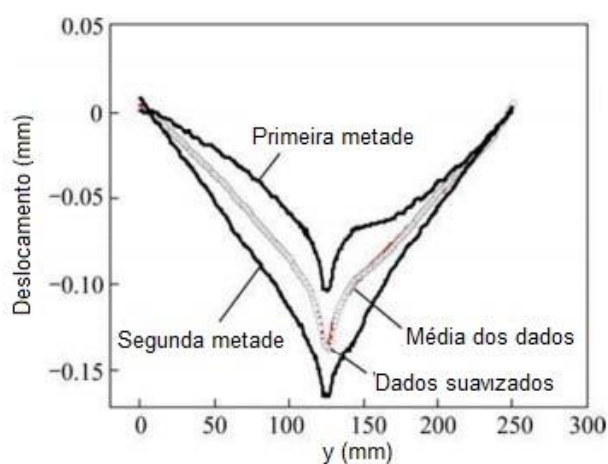
Alinhamento: As duas superfícies de dados, uma de cada lado do “corte”, devem ser alinhadas ao mesmo quadro de coordenadas, de forma que os pontos do material antes do corte coincidam nas duas superfícies. As duas superfícies de corte aparecem como imagens espelhadas, portanto, uma das coordenadas cartesianas precisa ser invertida para conectar os pontos correspondentes nas duas superfícies. Se mais alinhamento for necessário, é necessário executar translações e rotação do corpo rígido no plano da superfície de corte para definir ambas as superfícies no mesmo quadro de coordenadas.

Média: Os dois conjuntos de dados, agora em uma grade comum, são medidos ponto a ponto para gerar um único conjunto de dados médio, que são usados para processamento de dados.

Suavização: Se refere ao processo de montagem do conjunto de dados (médio, limpo e alinhado) a uma função de aproximação que captura padrões importantes nos

dados de deslocamento enquanto atenua o ruído. A função é então usada para determinar as condições de contorno de deslocamento que são aplicadas ao modelo de elementos finitos (FEM) para a análise da tensão elástica. A suavização de dados é essencial, pois as variações no contorno da superfície devido à rugosidade do corte são amplificadas pela análise por elementos finitos (FEA) da tensão elástica. Podem ser utilizados diferentes métodos de montagem, por exemplo, spline, série de Fourier ou suavização polinomial. A Figura 16 mostra os perfis de linha única de deslocamentos medidos, médios e suavizados.

Figura 16: Comparação do deslocamento medido, médio e suavizado.



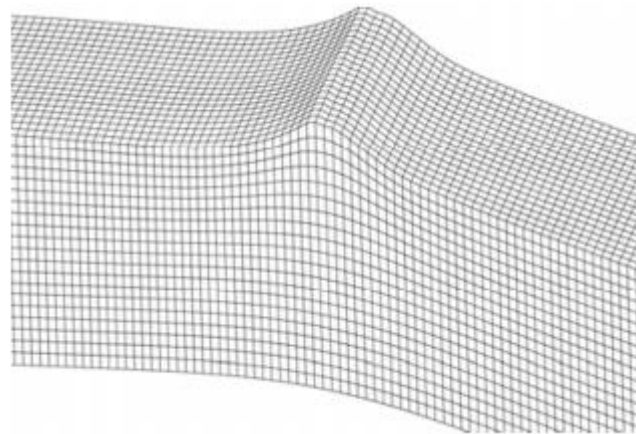
Fonte: LIU et al., 2014.

Análise por Elementos Finitos: Para o cálculo da tensão é criado um modelo de elementos finitos (FEM) 3D de uma metade da peça, uma vez que as deformações medidas devido ao relaxamento da tensão são muito pequenas em comparação com as dimensões dos componentes de engenharia e a análise da tensão é elástica, por conveniência, a peça cortada é modelada em um estado não deformado (com uma superfície de corte plana). Uma malha de elementos finitos deve ser gerada no modelo e são introduzidas as propriedades do material isotrópico elástico (módulo de Young e coeficiente de Poisson). 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. São necessárias restrições de deslocamento adicionais para evitar o movimento rígido do

corpo. A implementação do princípio de superposição da Figura 14 aplica apenas deslocamentos na direção x . Os deslocamentos y e z são deixados sem restrições porque o contorno da superfície medido não fornece informações sobre esses deslocamentos transversais. O resultado é que apenas as tensões normais (σ_x) são determinadas, não as tensões de cisalhamento (τ_{xy} , τ_{xz}). (PRIME et al., 2004), (HOSSEINZADEH et al., 2014), (ZHANG, 2004).

A Figura 17 mostra o modelo de elementos finitos da zona de solda com o oposto da deformação aplicado como condição de contorno para a superfície de corte.

Figura 17: Modelo de elementos finitos com o oposto da deformação medida na superfície de corte. Deformação ampliada em 200x.



Fonte: LIU et al., 2014.

Há algumas limitações do método do contorno como: apenas a componente da tensão residual normal ao plano de corte pode ser determinada; as tensões residuais superficiais analisadas pelo método de contorno apresentam ruído adicional nos dados, que podem ser devido a irregularidades da amostra ou ruídos do corte e medição, devido a este fato são geralmente menos precisas quando comparadas àquelas obtidas por difração de raios X (HATAMLEH et al., 2009) entretanto, comparações com medidas de difração de nêutrons mostram que o método de contorno pode medir com precisão tensões residuais através da espessura (PRIME et al., 2003). Embora o método de contorno para a medição da tensão residual seja direto em princípio, ele depende de uma série de pressupostos teóricos que podem levar a imprecisões nas tensões residuais calculadas. (PRIME et al., 2001)

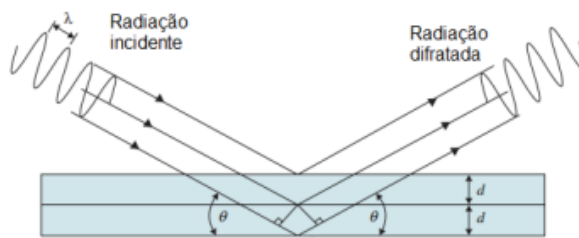
3.3.3.2 Difração de raios X

O método de difração de raios X é baseado no princípio de que quando um material é irradiado por raios X monocromáticos, para um cristal perfeitamente alinhado, os átomos são empacotados regularmente e a distância entre os planos cristalográficos é definida pelas características físicas do material, como é visto na Figura 18. O pico de difração é observado quando a Lei de Bragg é satisfeita:

$$n\lambda = 2d\sin\theta \quad (\text{Equação 3})$$

Onde “n” é um número inteiro, chamado de ordem de reflexão, “ λ ” é o comprimento de onda da radiação utilizada, “ θ ” é o ângulo de Bragg em que um pico é observado e “d” é a distância entre os planos cristalinos adjacentes.

Figura 18: Difração da radiação, onde d é o espaçamento entre os planos do reticulado, “ θ ” é o ângulo de Bragg e “ λ ” é o comprimento de onda da radiação.



Fonte: Adaptado de SCHAJER et al., 2013.

Assim, quando qualquer carga mecânica ou térmica externa é aplicada, o material se deforma em resposta. Para medição de tensão usando difração de raios X, uma faixa de ângulos θ é escaneada e o ângulo no qual a radiação mais intensa é detectada é estabelecido como o ângulo de Bragg. (SCHAJER et al., 2013)

Como os raios X atingem uma área da amostra, muitos grãos e cristais contribuem para a medição e esta medida depende fundamentalmente da geometria de feixe que irá incidir na amostra bem como do tamanho de grão da amostra. A profundidade de penetração na amostra depende principalmente do tipo de ânodo usado no equipamento de raios X, do tipo de material que será analisado e também do ângulo de incidência do feixe na amostra e esta medida é sempre próxima à superfície da amostra. Quando um material é tensionado, alongamentos e contrações são produzidos dentro da rede cristalina, que alteram o espaçamento interplanar dos

planos de rede {hkl}. Essa mudança induzida em “d” causará uma mudança no padrão de difração. Medindo com precisão, a mudança no espaçamento interplanar pode ser avaliada e, assim, a deformação dentro do material deduzida. Para isso, é necessário estabelecer relações matemáticas entre o espaçamento interplanar e a deformação. (FITZPATRICK et al., 2005)

O método mais difundido para medição de tensões residuais é o denominado $\sin^2 \psi$. O seu fundamento é baseado no cálculo da tensão presente na estrutura através da alteração da distância interplanar (d) que ela provoca. Para isto, são feitas diversas varreduras na geometria convencional Bragg-Bretano (θ - 2θ) em um pico selecionado, variando o ângulo ψ (ângulo entre o plano normal de difração e a superfície da amostra) em cada uma delas, e é avaliado o deslocamento da posição do pico em relação a sua posição original na ausência de tensões. (BOTH, 2011), (LE MOS, 2012) A equação para obtenção da tensão residual (σ_ϕ) será obtida pelo cálculo do coeficiente angular da reta gerada “m”, a partir dos valores de “ $\varepsilon_{\phi\psi}$ ” versus o $\sin^2 \psi$, onde “ ϕ ” é o ângulo entre a direção de referência e a direção da medição de tensão no plano e “ $\varepsilon_{\phi\psi}$ ” é a deformação nas direções ϕ e ψ . A tensão residual é estabelecida pela Equação 4, onde “E” é o módulo de elasticidade (Módulo de Young) e “ ν ” é o coeficiente de Poisson:

$$\sigma_\phi = \frac{mE}{1+\nu} \quad (\text{Equação 4})$$

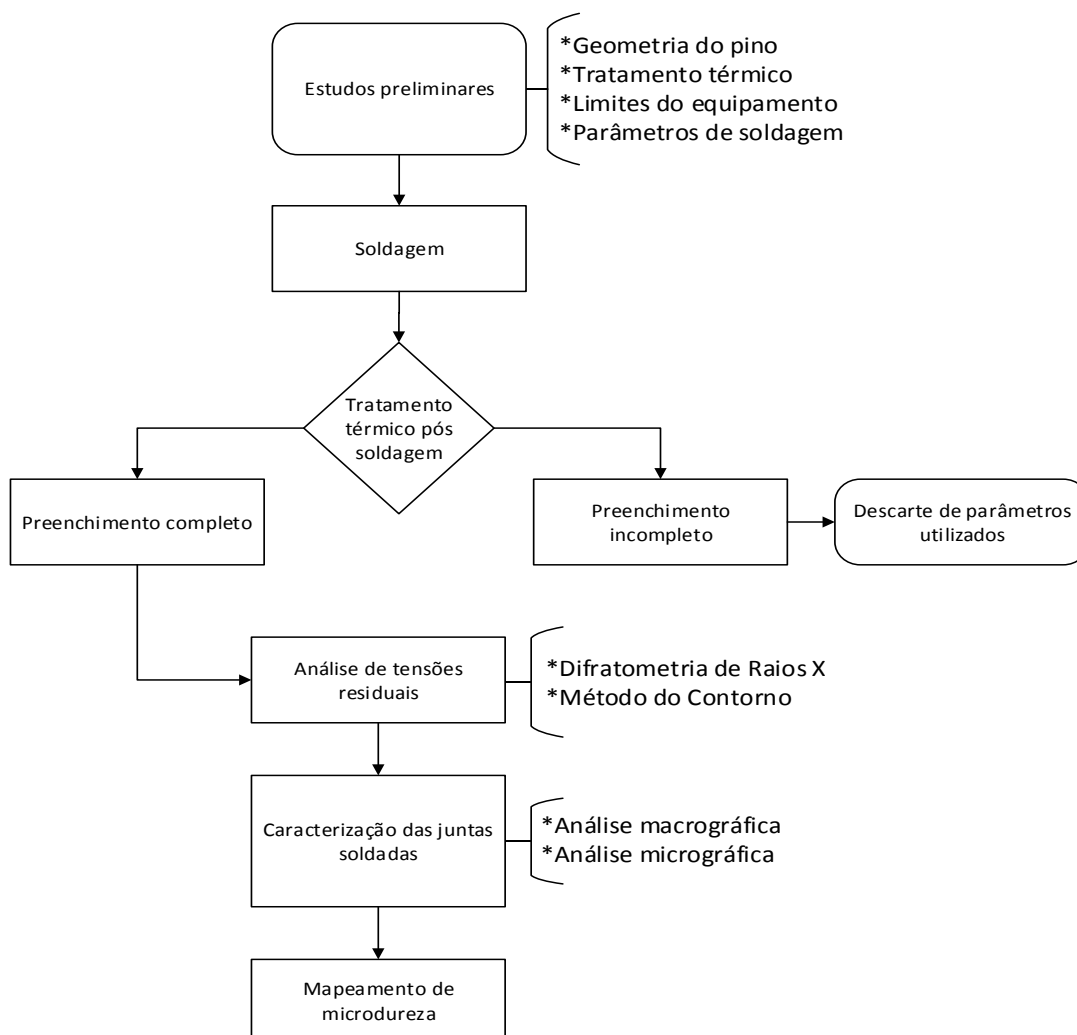
Em comparação com as técnicas convencionais, este método permite medições locais e análise em tempo real da evolução da tensão residual. Além disso, usando uma técnica de remoção de camadas, é possível obter um perfil de profundidade das tensões. (LU, 1996). As limitações do método de difração de raios X estão intimamente atreladas a parâmetros metalúrgicos como as impurezas e vazios que são muitas vezes impossíveis de serem detectados para que correções possam ser feitas, e o tamanho de grão. É importante para a confiabilidade dos resultados que o material medido tenha uma granulometria refinada, comportamento linear elástico, seja homogêneo e isotrópico, e não possua gradientes de tensão na região analisada. Outros fatores limitantes para o emprego do método são: alto custo de seus equipamentos e a periculosidade devida à radiação atrelada ao processo. (MURRAY et al., 2013)

4 MATERIAIS E MÉTODOS

Com base nas características do processo de soldagem e do material, os estudos preliminares de soldagem FHPP foram planejados. Parâmetros e condições experimentais foram determinados para atingir uma boa união metalúrgica.

Através de análises metalúrgicas e mecânicas foi possível visualizar a contribuição de cada etapa do processo (tratamento térmico e soldagem por fricção) nas características metalúrgicas e na magnitude e natureza das tensões residuais das juntas soldadas. O fluxograma de trabalho está apresentado na Figura 19.

Figura 19: Fluxograma dos processos envolvidos na pesquisa

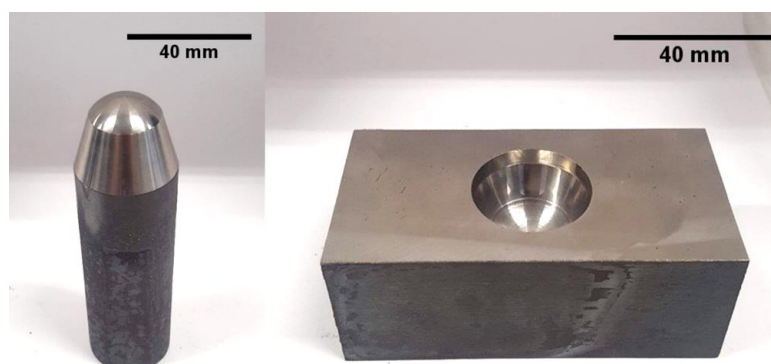


Fonte: O autor

4.1 MATERIAL

Para realização dos testes de solda por fricção foram utilizados materiais de diferentes fornecedores. Os blocos de base foram obtidos a partir de barras forjadas de 100 mm de comprimento, com seção retangular de 50x40 mm, de aço AISI H13. Os pinos consumíveis foram obtidos a partir de barras laminadas cilíndricas de 2 m de comprimento e diâmetro nominal de 50 mm, de aço da classe AISI H13. A escolha deste aço foi motivada devido ao seu amplo uso na fabricação de matrizes e moldes em áreas de engenharia, assim como o complexo reparo destas matrizes. A Figura 20 ilustra o pino consumível e bloco de base após a usinagem.

Figura 20: À esquerda um exemplar do pino consumível e a direita do bloco de base após usinagem.



Fonte: O autor.

Para verificação do material recebido foram realizadas análises química, de dureza e microestrutural. Para análise química foram realizadas três queimas em um espectrômetro de emissão óptica por centelhamento da marca Spectrolab. Foram realizadas medições de dureza Brinell (HB) através do Durômetro Digital Duravision, modelo DV30, para caracterização do material como recebido, tais análises foram realizadas de acordo com a norma ASTM E10-2018. Segundo a norma ASTM-A681, o aço ASI H13 recozido deve ter dureza menor ou igual a 210HB.

As caracterizações microestruturais do material como recebido foram realizadas conforme as recomendações das normas ASTM E3-2017 e ASTM E340-2015. Após a preparação metalográfica as amostras foram atacadas com reagente químico Nital 3%, e então, analisadas em microscópio óptico (Leica modelo DM 2700

M), com imagens obtidas através de uma câmera digital acoplada ao microscópio, Leica MC 170 HD.

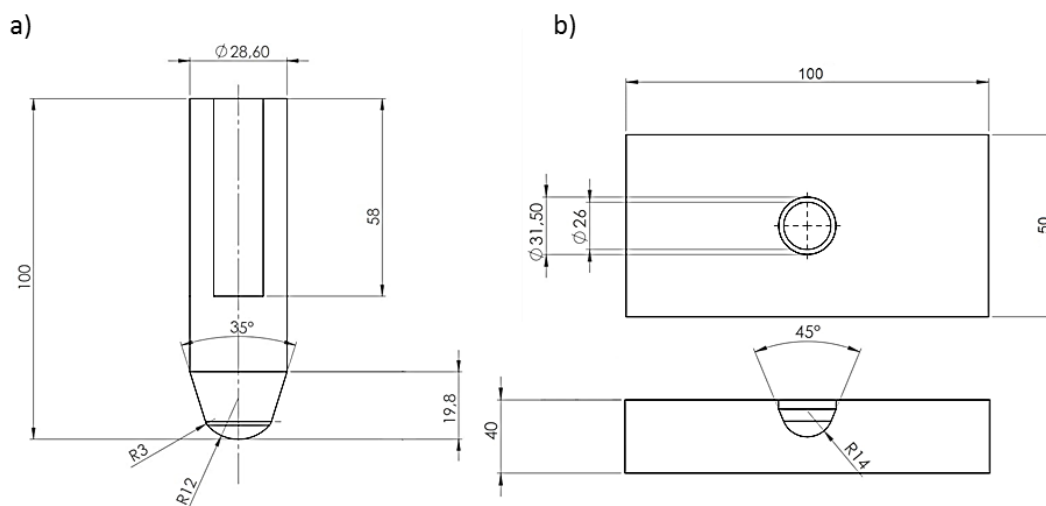
Após a verificação dos materiais recebidos, eles foram usinados de acordo com a geometria especificada, resultando em 20 amostras de pinos e 20 amostras de blocos de bases. Tais amostras foram submetidas a um tratamento térmico de tempera (austenizados a 1030°C e resfriados ao ar) e duas vezes revenidas (a 610°C por 2h) para obtenção de níveis de dureza tipicamente empregados em matrizes e moldes, que são da ordem de 40 a 55 HRC, segundo ASM (1993).

A fim de confirmar a eficiência do tratamento térmico, foram realizadas novas análises de dureza, conforme a norma E18-2019 e de microestrutura nas amostras.

4.2 GEOMETRIA DO PINO

Para a realização da soldagem FHPP adotou-se uma geometria de pino com cavidade tipo cônico, baseado em resultados de pesquisas anteriores (BUZATTI, D., 2017). As geometrias utilizadas nos pinos e na cavidade da base estão expostas na Figura 21.

Figura 21: Desenho esquemático: a) pino consumível e b) bloco de base (dimensões em milímetros).

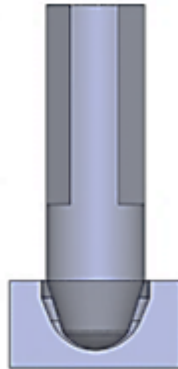


Fonte: O autor.

O desenho da Figura 22 mostra a seção do pino centralizado, em contato com o fundo da cavidade. Observa-se a região de contato inicial, assim como a folga existente entre o pino e o bloco de base. Esta diferença de diâmetro não pode ser

pequena ao ponto de produzir travamento por efeito de cunha. Por outro lado, também não pode ser ampla demais, pois o material escoaria continuamente, fazendo com que o plano de fricção permanecesse estacionário, resultando num processo diferente à solda por fricção com pino consumível. A diferença de volume deve ser compensada pelo deslocamento do consumível. (LÓPEZ, 2010)

Figura 22: Seção do pino centralizado em contato com o fundo da cavidade.

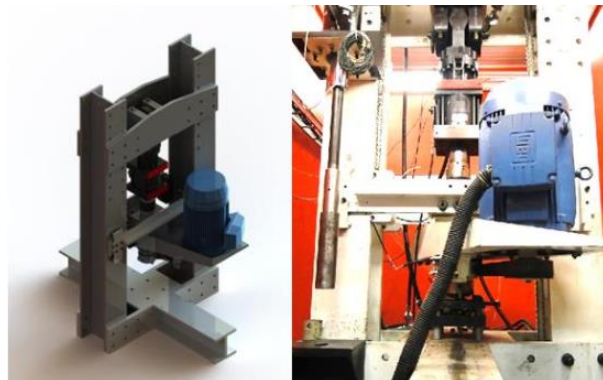


Fonte: BUZZATTI, D., 2017

4.3 EQUIPAMENTO DE SOLDAGEM

Para o processo de soldagem com pino consumível de aços AISI H13 utilizou-se a Máquina de Processos por Fricção (MPF 1000) desenvolvida no LAMEF/UFRGS (MATTEI, 2011). A máquina possui capacidade de força axial de 1000kN, deslocamento vertical do cilindro hidráulico de até 150mm e rotação nominal máxima de 1760rpm. A Figura 23 mostra o equipamento utilizado em maiores detalhes.

Figura 23: Máquina MPF100.



Fonte: Laboratório de Metalurgia Física – LAMEF/UFRGS

O monitoramento dos dados de resposta utilizados neste equipamento é feito simultaneamente à realização da soldagem, de modo que o controle instantâneo dos principais parâmetros do processo, rotação, força axial e deslocamento vertical, são acompanhados em tempo real. Esse monitoramento é possível através de um controlador e de software específico.

4.4 PROCEDIMENTO DE SOLDAGEM

A partir das propriedades do material e da geometria é possível criar uma janela parâmetros de soldagem, como, por exemplo, a força axial mínima necessária e o consumo mínimo do pino para preencher a cavidade usinada. A força axial é relacionada à tensão de escoamento do material em alta temperatura e o consumo do pino é relacionado ao volume vazio a ser preenchido pelo material plastificado.

Foram pré-selecionados doze combinações de parâmetros para ajuste fino das soldagens, mantendo sempre o parâmetro de rotação em 1450 rpm. Esta fase do estudo foi denominada “estudos preliminares”. As soldagens duraram um período que variou de 70 a 90 segundos, dependendo dos parâmetros utilizados. Estes parâmetros estão dispostos na Tabela 3.

Tabela 3: Parâmetros de soldagem dos estudos preliminares.

Amostra	Força (kN)	Consumo (mm)	Taxa de Força (kN/s)	Rotação (rpm)
S1	100	7	10	1450
S2	100	7	30	1450
S3	100	10	10	1450
S4	100	10	30	1450
S5	150	7	10	1450
S6	150	7	30	1450
S7	150	10	10	1450
S8	150	10	30	1450
S9	200	7	10	1450
S10	200	7	30	1450
S11	200	10	10	1450
S12	200	10	30	1450

A fim de evitar a formação de fases frágeis, que resultam em trincas de resfriamento e altas tensões residuais, é recomendado ao material AISI H13 o tratamento térmico de pós-soldagem (AWS, 1998). Portanto, nestes experimentos, após o final do processo de soldagem todas as juntas, ao atingir 90°C, foram submetidas ao beneficiamento de duplo revenimento em forno a 580°C durante 2 horas, seguido de resfriamento ao ar. O tempo de revenimento está de acordo com especificações da NADCA (2006) e a temperatura foi escolhida de acordo com a dureza usual na aplicação do material, que normalmente é entre 40 HRC – 55 HRC. A Figura 24 mostra a amostra soldada submetida ao tratamento térmico.

Figura 24: Amostra após o procedimento de soldagem e tratamento térmico.



Fonte: O autor.

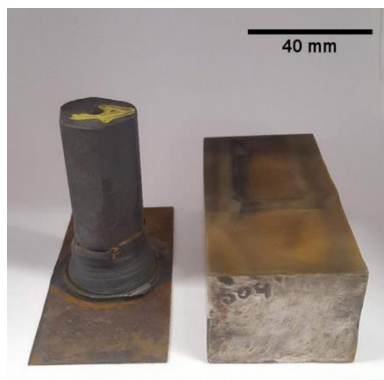
4.5 CARACTERIZAÇÃO DA JUNTA SOLDADA

4.5.1 Análise Macroscópica

A análise macroscópica foi realizada em duas seções das amostras soldadas: no topo e na seção longitudinal da solda.

Topo: Após a soldagem, foi retirada uma seção transversal (2 mm) por eletroerosão a fio de cada amostra para remoção do pino remanescente, como pode ser visto na Figura 25. Nesta superfície foi realizada a análise macroscópica de topo.

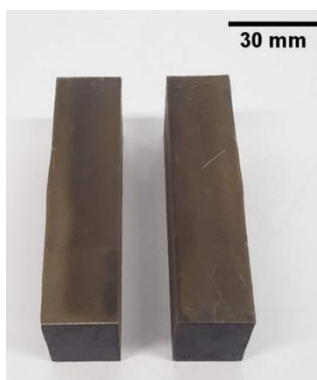
Figura 25: Corte por eletroerosão separando o pino e a rebarba sobressalente do restante da junta soldada.



Fonte: O autor.

Longitudinal: No centro das amostras de topo foi realizado um corte na seção longitudinal, conforme a Figura 26, na superfície resultante do corte foram executados os procedimentos padrão para metalografia.

Figura 26: Amostra cortada para preparação metalográfica longitudinal.



Fonte: O autor.

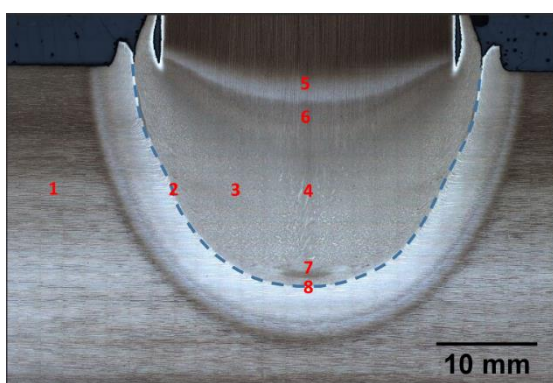
As análises foram realizadas com o objetivo de verificar a qualidade da união e a extensão da zona afetada pelo calor e da zona termo mecanicamente afetada (ZAC e ZTMA). Para análise macroscópica, foram realizados procedimentos padrão para metalografia, de acordo com as normas ASTM E3-2017 e ASTM E340-2015. As amostras foram atacadas com reagente químico Nital 3%. As imagens foram obtidas através da função *Multistep* do microscópio óptico, Leica modelo DM 2700 M.

4.5.2 Análise Microestrutural

As caracterizações microestruturais também foram realizadas conforme as recomendações das normas ASTM E3-2017 e ASTM E340-2015. Após a preparação metalográfica as amostras foram atacadas com reagente químico Nital 3%, e então, analisadas em microscópio óptico (Leica modelo DM 2700 M), com imagens obtidas através de uma câmera digital acoplada ao microscópio, Leica MC 170 HD.

A análise microestrutural foi realizada somente na seção longitudinal das juntas soldadas e os registros foram realizados nas regiões de maior relevância, região horizontal (1, 2, 3 e 4) e região vertical (5, 6, 7 e 8) como ilustrados na Figura 27. Tais regiões representam o material-base (MB), as zonas afetadas pelo calor (ZAC), as zonas de deformação termomecânica do material (ZTMA), a interface lateral entre a cavidade e o pino e a interface cavidade-pino inferior.

Figura 27: Regiões da seção longitudinal da junta soldada avaliadas microestruturalmente.



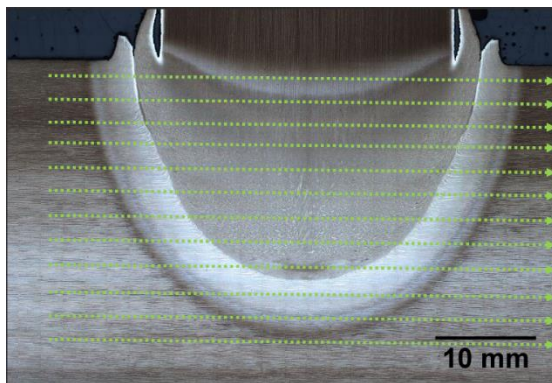
Fonte: O autor.

4.5.3 Análise de Microdureza

Para a avaliação da dureza, com o intuito de uma análise detalhada sobre as características do material nas diferentes regiões que compõem a junta soldada, foram realizados 12 perfis horizontais de microdureza na seção longitudinal, com 50 mm de comprimento e espaçamento de 0,2mm entre as endentações, conforme mostra a Figura 28. Os ensaios foram realizados utilizando um microdurômetro Instron, modelo Tukon 2100 B, na escala Vickers, com carga de 0,5 kgf e foram realizados conforme recomendações da norma ASTM E384-2017. O primeiro perfil foi posicionado 2 mm abaixo da superfície superior da base, e os demais perfis foram

posicionados sucessivamente com distâncias de 2 mm entre si. O perfil é iniciado na região de material-base passando pela ZAC e ZTMA e finalizando no material-base da outra extremidade.

Figura 28: Mapeamento de microdureza na seção longitudinal da junta soldada.



Fonte: O autor.

4.6 ANÁLISE DE TENSÕES RESIDUAIS

Para cada parâmetro analisado foi produzida uma duplicata, visto que ambas as técnicas de análise de tensão residual foram destrutivas. Portanto, as análises de MC e DRX foram realizadas em diferentes juntas soldadas, porém com as mesmas características.

4.6.1 Ensaio do Método do contorno

Para o ensaio do método de contorno, os blocos de base foram cortados em duas metades ao longo da superfície a ser investigada. Para tal, foi utilizado o equipamento de corte de eletroerosão, modelo Robocut Alfa-OiD, com um fio de latão de 250 μ m de diâmetro e uma velocidade de corte de 1,5 mm / min. As amostras foram fixadas para que não houvesse interferência de algum movimento durante o corte. Todos os cortes foram realizados em um passe, ou seja, sem quebra do fio ou qualquer outro problema que pudesse introduzir tensões suficientes para afetar significativamente os deslocamentos a serem medidos.

Após o corte, uma sonda de rubi de 6 mm de diâmetro foi utilizada para medir os deslocamentos em ambas as superfícies cortadas através do equipamento de medição de coordenadas 3D (MMC) Carl Zeiss, modelo Contura G2, como pode ser

visto na Figura 29. Os pontos foram medidos em uma malha regular de 0,5 mm × 0,5 mm, em uma sala com temperatura controlada em 22 graus celsius.

Figura 29: Medição dos deslocamentos oriundos do relaxamento de tensões nas superfícies dos blocos de base após o corte na máquina MMC.



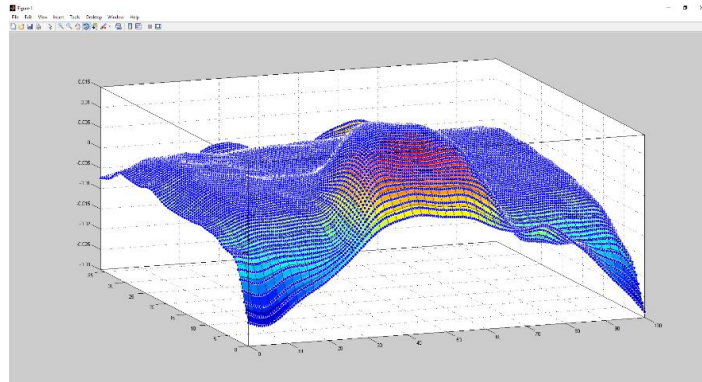
Fonte: O autor.

A análise dos dados medidos foi realizada com auxílio do *software* Matlab, primeiramente foi realizada a remoção de ruídos e dados indesejados e também a subtração de componentes planares do conjunto de dados, para tal foi utilizado o programa escrito por Johnson (2008) chamado *cmm_clean*.

Após a limpeza, foi realizado o alinhamento dos dados, visto que, como as duas superfícies de corte aparecem como imagens espelhadas, uma das coordenadas cartesianas precisa ser invertida para conectar os pontos correspondentes nas duas superfícies.

Os dados limpos e alinhados foram então calculados e ajustados utilizando a técnica de interpolação de dados chamada *thin-plate smoothing spline*, que captura padrões importantes nos dados de deslocamento enquanto atenua o ruído, a fim de formar uma única superfície suavizada. A Figura 30 apresenta os dados após suavização no *software* Matlab.

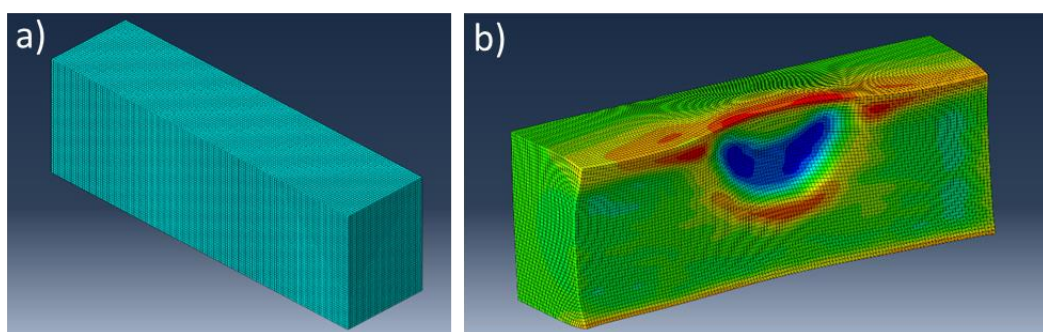
Figura 30: Dados suavizados por interpolação *thin-plate smoothing spline*.



Fonte: O autor.

Para análise por elementos finitos, o *software* ABAQUS foi empregado para realizar a modelagem 3D, que conteve 210.672 elementos com o tipo de elemento C3D8R. Um bloco foi modelado com as dimensões de 93 mm de comprimento, 30 mm de espessura e uma largura de 25mm (metade da largura original) em um estado não deformado. O modelo foi considerado como uma peça única com material homogêneo, isotrópico e elástico, com módulo de Young de 210GPa 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 31. Pelo princípio da superposição, o resultado obtido são as tensões normais ao plano de corte.

Figura 31: (a) Bloco modelado em um estado não deformado (b) modelo FE com dados suavizados introduzidos com aumento de 200x da deformação.



Fonte: O autor.

4.6.2 Ensaio de difração de raios X

Para análise das tensões residuais das amostras soldadas por FHPP, o pino sobressalente foi removido, uma vez que a baixa penetração dos feixes de raios X permite apenas análises superficiais e, portanto, a região de análise deve estar livre

de barreiras para os feixes incidentes bem como os feixes refletidos. Para tal, foi realizado um corte por eletroerosão a fio 2 mm abaixo da superfície soldada conforme a Figura 27.

A amostra foi fixada no goniômetro do difratômetro de forma que a sua orientação transversal coincidiu com a direção de medição do difratômetro. A direção transversal é a mesma direção que será avaliada pelo método do contorno e, assim, pode-se posteriormente comparar as duas técnicas.

As avaliações de tensão residual, medidas através de difração de raios X, conforme a norma ASTM E1426-2014, foram executadas com o ponto de partida no material-base, passando pela interface cavidade-pino, no centro da solda, seguindo pela próxima interface cavidade-pino e por fim no material-base, totalizando 100 mm de comprimento. Foi utilizada a técnica $\text{sen}^2(\psi)$ em um difratômetro da marca General Electric, modelo Seifert Charon XRD M Research Edition, como mostra a Figura 32.

Figura 32: Equipamento de difração de raios X.



Fonte: Laboratório de Metalurgia Física – LAMEF/UFRGS.

O cálculo das tensões residuais foi feito através do software General Electric Rayflex Analyze versão 2.503. Para isso foram analisados os deslocamentos dos picos referentes ao plano (211) da ferrita. Utilizou-se radiação proveniente de um tubo de cromo tendo os comprimentos de onda $k\text{-}\beta$ filtrados através de filme de vanádio de 0,02 mm junto ao detector linear Meteor1D. O ângulo de varredura 2θ foi de 147° a 166° com passo de $0,05^\circ$ e tempo por passo de 30 s. As inclinações ψ se deram através das movimentações da amostra em torno do eixo χ em 13 etapas de -60° a 60° . Para limitar a área iluminada pelos feixes de raios-X e ainda assim obter um sinal

com intensidade razoável, utilizou-se um colimador de feixes com diâmetro de 1 mm. As posições dos picos difratados calculados através do centroide da área sobre a curva do pico, tomando-se apenas os dados acima de 20% da altura do pico após as correções de Lorentz, de polarização e de background. Esta última correção, a de background, foi feita tomando-se por base o sinal à esquerda do pico.

A primeira análise de raios-X, denominada raios-X superficial, foi realizada após uma remoção de camada eletrolítica de aproximadamente 50µm, para remoção da superfície residual do corte eletrolítico. Após a realização da análise de raios-X superficial, no centro da solda foi realizado um novo procedimento de remoção de camada eletrolítica na direção longitudinal ao longo de toda a amostra. As remoções foram de 0,8 mm, 2,2 mm e 1,6 mm nas juntas soldadas S100, S150 e S200, respectivamente, e, assim foram realizadas novas análises de tensões residuais. Os valores foram corrigidos por meio da adaptação do método de cálculo de Moore e Evans aplicado em placas (LEMOS, et al., 2017). A superfície da amostra foi removida eletroliticamente utilizando-se uma solução de 40% H₃PO₄, 35% H₂SO₄ e 25% de H₂O e tensão (5V).

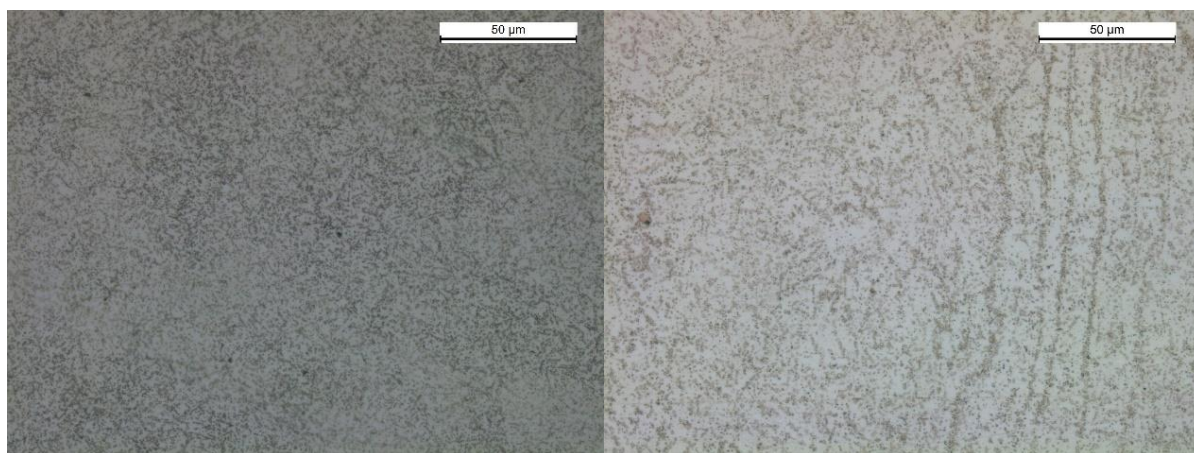
5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo, são apresentados e discutidos os resultados da caracterização do material como recebido, do material após tratamento térmico para ajuste de dureza e do material após processo de soldagem e tratamento térmico pós soldagem. Serão apresentados e discutidos também os resultados da execução da matriz experimental, da avaliação metalúrgica, de dureza e de tensões residuais das juntas soldadas por fricção com pino consumível em aço ferramenta AISI H13.

5.1 MATERIAL

O material foi obtido na forma recozida e sua microestrutura está conforme o esperado segundo a caracterização metalográfica realizada. Estas micrografias estão dispostas na Figura 33, nelas é possível observar uma microestrutura composta por matriz ferrítica com baixo teor de carbono e baixa quantidade de elementos de liga em solução sólida e a presença de carbonetos secundários finos e dispersos.

Figura 33: Micrografia no sentido transversal do material. À esquerda do pino consumível e à direita do bloco de base. Ataque: Nital 5%



Fonte: O autor.

O resultado das análises química apresentado nas Tabelas 4 e 5 é a média aritmética de três análises efetuadas em cada amostra.

Tabela 4: Composição química do aço AISI H13 utilizado para confecção dos pinos consumíveis, (% em massa).

Pino consumível - AISI H13							
C – 0,393	Si – 0,989	Mn – 0,346	P – 0,014	S – 0,008	Cr – 5,11	Mo – 1,28	V – 0,755

Tabela 5: Composição química do aço AISI H13 utilizado para confecção dos blocos de base, (% em massa).

Bloco de base - AISI H13							
C – 0,449	Si – 0,857	Mn – 0,269	P – 0,005	S – 0,001	Cr – 5,21	Mo – 1,25	V – 0,929

A partir da composição química calcula-se o valor do CE para os materiais anteriormente mencionados e que fazem parte do processo de soldagem. O valor do CE do pino é igual a 1,91 e o valor do CE do bloco de base é igual a 1,98. Para estimar a soldabilidade destes aços utiliza-se o conceito do carbono equivalente explicado anteriormente no capítulo 2, conforme a Equação 1.

O resultado da análise de dureza HB dos materiais como recebido estão dispostos nas Tabelas 6 e 7.

Tabela 6: Dureza Brinell do material do pino consumível, como recebido.

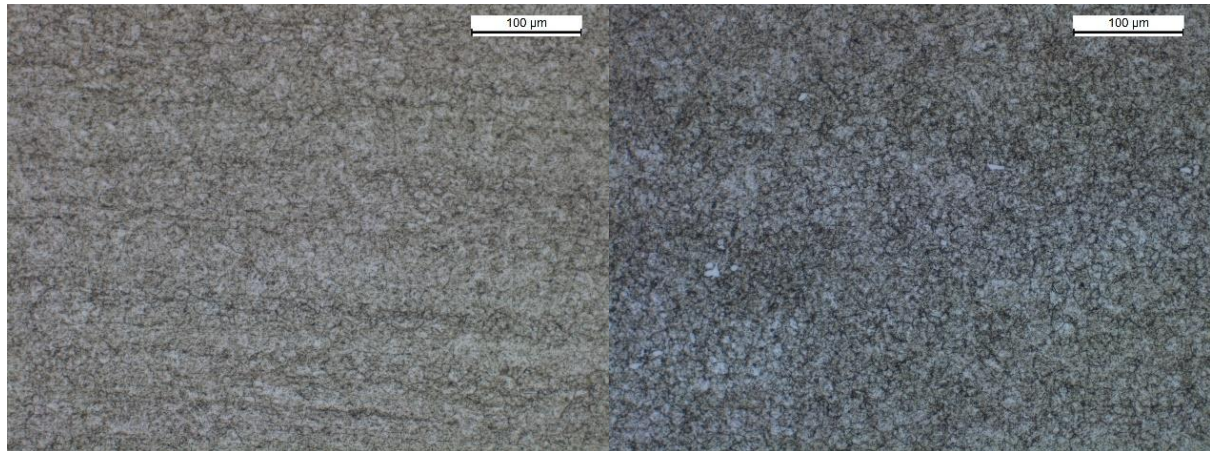
Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 4	Ensaio 5	Média
193 HB	189 HB	185 HB	188 HB	193 HB	190 HB

Tabela 7: Dureza Brinell do material do bloco de base, como recebido.

Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 4	Ensaio 5	Média
176 HB	169 HB	169 HB	179 HB	168 HB	172 HB

A microestrutura dos materiais após tratamento térmico de têmpera e duplo revenido é apresentada na Figura 34, na qual é possível identificar martensita revenida, carbonetos secundários distribuídos e carbonetos primários oriundos do processo de fabricação. As temperaturas e tempos de aquecimento/resfriamento do tratamento térmico realizado foram segundo as recomendações da *North American Die-Casting Association* (NADCA, 2006).

Figura 34: Micrografia mostrando microestrutura composta por martensita revenida e carbonetos de liga. À esquerda sentido longitudinal e a direita sentido transversal. Ataque: Nital 5%.



Fonte: O autor.

Após o tratamento térmico foram realizadas novas medições de dureza em um pino consumível, e um bloco de base, selecionados aleatoriamente. Na Tabela 8 constam os resultados das medições.

Tabela 8: Dureza HRC do material, após beneficiamento de tempera e duplo revenido.

Amostra	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 3	Ensaio 4	Ensaio 5	Média
Pino	52	50	51	49	51	51
Base	47	48	48	48	49	48

Fonte: O autor.

Segundo Froehlich (2003), a tensão de escoamento do aço AISI H13 temperado e revenido varia entre 800MPa a 1000MPa na faixa de temperatura atingida na superfície de trabalho de uma matriz/molde (250 a 580°C).

5.2 SOLDAGEM

Dentre os parâmetros de soldagem testados nos estudos preliminares, alguns foram descartados e outros não chegaram a ser executados. As amostras com parâmetros S8, S10 e S12 não foram testadas, pois nestes casos foi verificado que o limite máximo de torque da máquina seria ultrapassado, como ocorrido na solda S6. O parâmetro S9 também não foi executado, pois para a força aplicada o valor de consumo do pino seria insuficiente. As amostras soldadas S1, S2, S4 e S5 não foram analisadas, pois não apresentaram o preenchimento completo na união e, assim,

foram descartadas. Na Tabela 9 são apresentados os parâmetros de processo para a realização das soldas selecionadas para análise no presente trabalho, diferindo entre as juntas soldadas apenas o valor da força axial e da força de forjamento. Para facilitar o entendimento os parâmetros S3, S7 e S11 foram renomeados de acordo como o valor de força aplicada, como S100, S150 e S200, respectivamente.

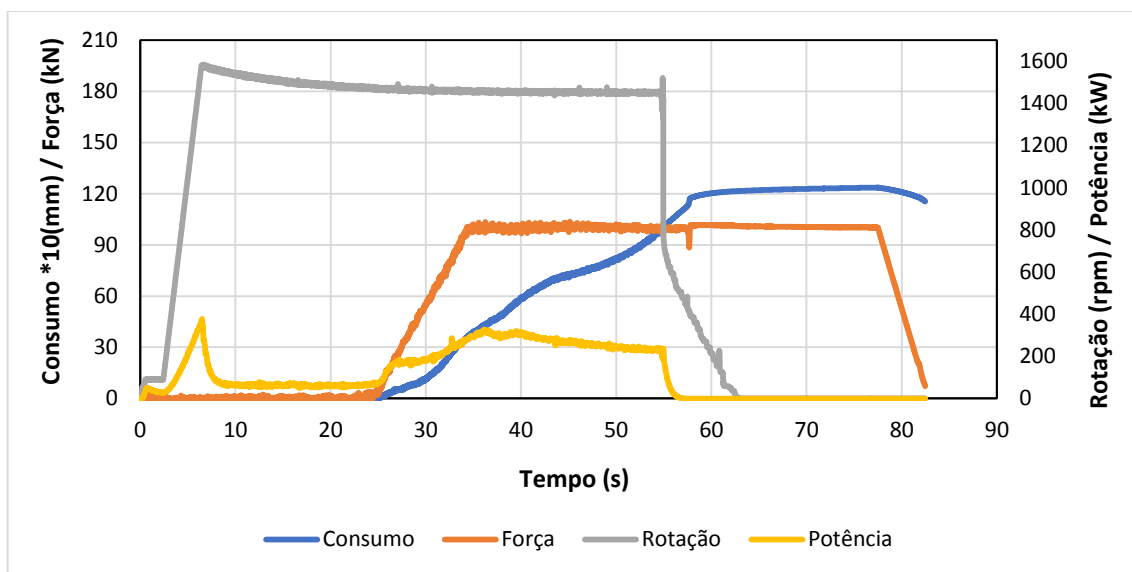
Tabela 9: Parâmetros selecionados para estudo a partir da variação da força axial.

Parâmetro	Força Axial (kN)	Taxa de Carregamento (kN/s)	Rotação (rpm)	Consumo (mm)	Tempo de Soldagem (s)
S100	100	10	1450	10	~59
S150	150	10	1450	10	~54
S200	200	10	1450	10	~49

Fonte: O autor.

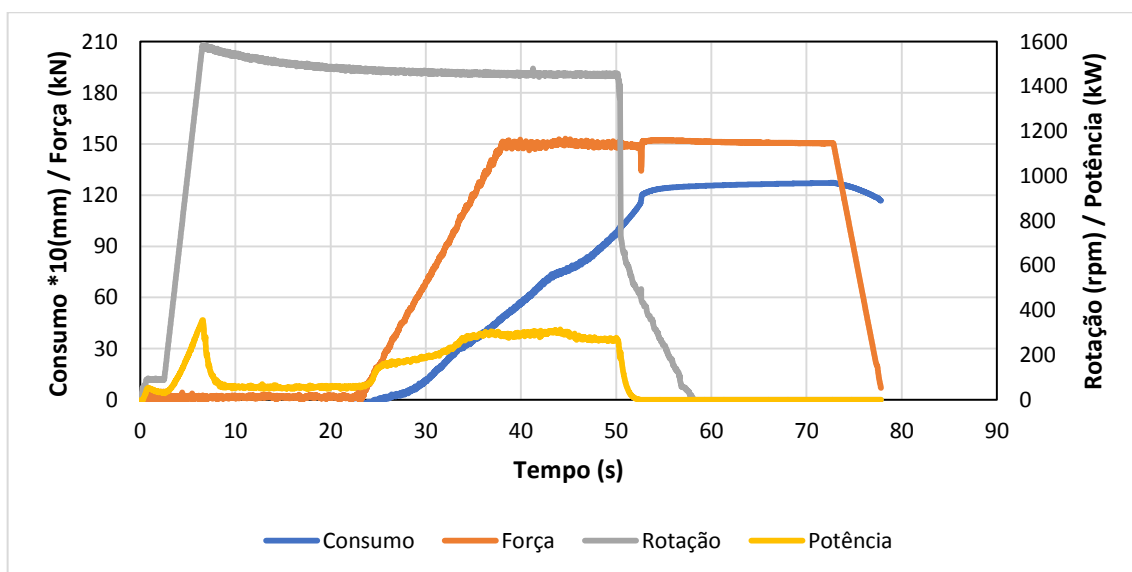
Como pode ser observado, em função da variação da força axial de soldagem houve uma variação nos tempos de soldagem, que são definidos como o período de tempo entre o momento em que a carga começa a ser aplicada até o momento final da etapa de forjamento (Buzzatti et al, 2015). A junta produzida com força axial de 100kN permaneceu em processo de soldagem por 59 segundos e como esperado, as juntas produzidas com maior força axial (150kN e 200kN) alcançaram menores tempos de soldagem, de 54 e 49 segundos, respectivamente. Nos gráficos das Figuras 35 a 37 podem ser observadas os registros da variação da força axial (kN), rotação (rpm), consumo (mm) e potência consumida pelo motor elétrico (kW) para as soldas produzidas (S100, S150 e S200) ao longo do tempo (s). Onde, primeiramente ocorre a rotação do pino, cuja velocidade rotacional é aumentada rapidamente até a atingir a velocidade pré-definida (neste caso, 1450 rpm), o pino é movido em direção ao bloco de base, fazendo contato com o fundo da cavidade e aplicando força axial. A partir deste ponto, o movimento descendente axial é medido como consumo. Quando o consumo predeterminado é atingido (o tempo de soldagem é concluído), a velocidade de rotação é interrompida e a força de forjamento é mantida constante por 20 s (tempo de forjamento) para consolidar a união.

Figura 35: Comportamento resultante da variação dos principais parâmetros de soldagem durante o período de execução da amostra S100.



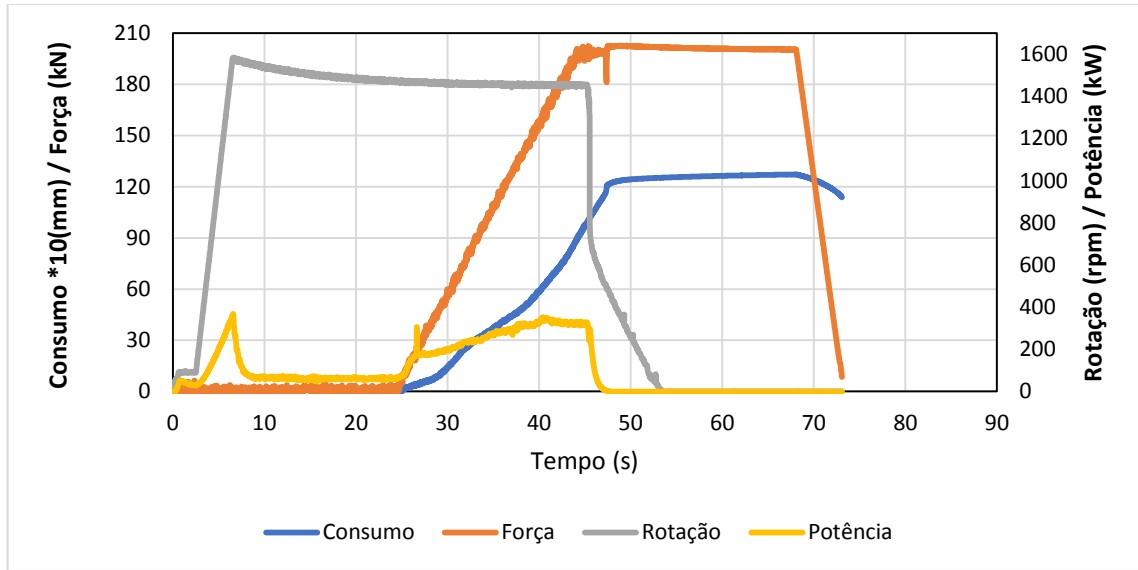
Fonte: O autor.

Figura 36: Comportamento resultante da variação dos principais parâmetros de soldagem durante o período de execução da amostra S150.



Fonte: O autor.

Figura 37: Comportamento resultante da variação dos principais parâmetros de soldagem durante o período de execução da amostra S200.



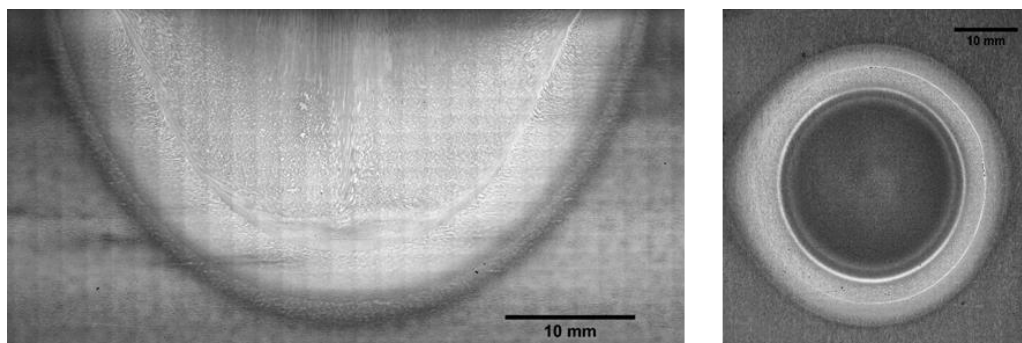
Fonte: O autor.

5.3 ANÁLISE MACROGRÁFICA

A força axial influencia significativamente na qualidade da união, pois durante o processo de soldagem ela está diretamente ligada à quantidade de calor que será gerado e propagado ao longo da região soldada. Segundo Meyer (2003), o tipo e a fração de volume da microestrutura final oriundos do processo de soldagem são uma função do pico de temperatura alcançado e a taxa de resfriamento subsequente. A microestrutura determinará a resistência final e a suscetibilidade da solda a fraturas frágeis e outras propriedades da junta. No caso deste estudo, a microestrutura final dependerá também dos parâmetros de tempo e temperatura utilizados no tratamento térmico pós soldagem.

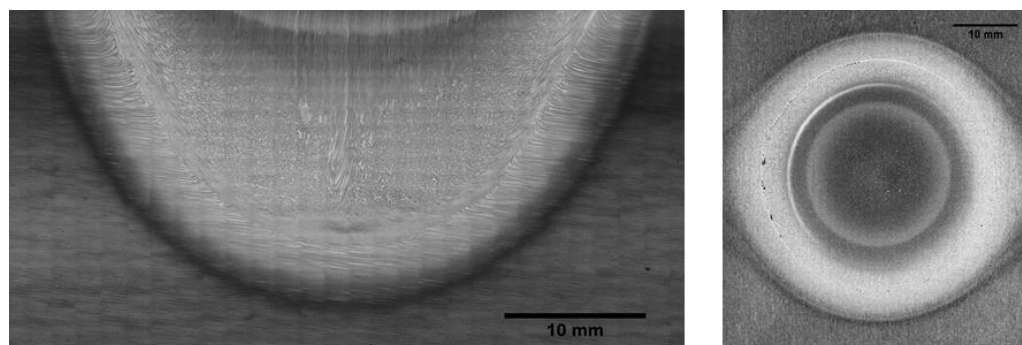
As macrografias das juntas produzidas com as três combinações de parâmetros podem ser observadas nas Figura 38 a 40, onde fica evidente que o fluxo de material e as microestruturas foram modificados em função dos parâmetros do processo.

Figura 38: Macrografia da junta soldada S100. À esquerda seção longitudinal e à direita seção de topo.



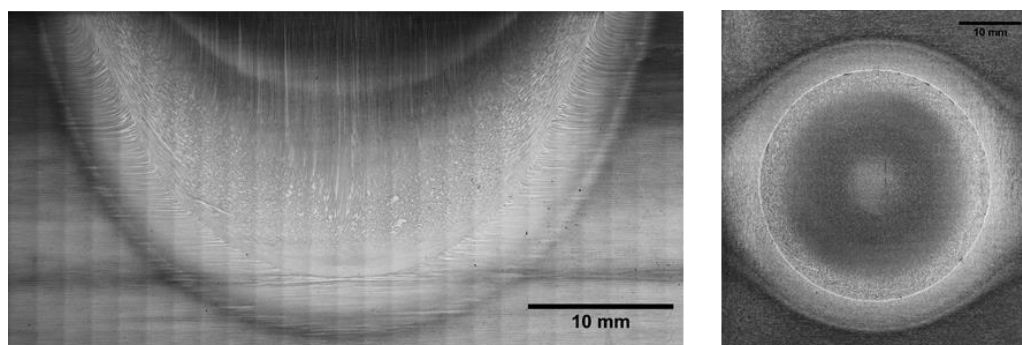
Fonte: O autor.

Figura 39: Macrografia da junta soldada S150. À esquerda seção longitudinal e à direita seção de topo.



Fonte: O autor.

Figura 40: Macrografia da junta soldada S200. À esquerda seção longitudinal e à direita seção de topo.



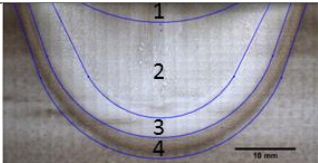
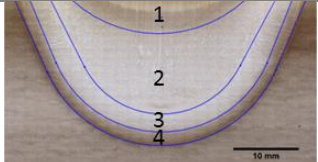
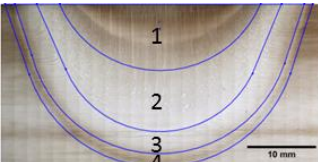
Fonte: O autor.

A fim de facilitar a visualização da influência do aporte térmico em cada um dos três parâmetros de soldagem estudados, as áreas que compõem a junta soldada foram quantificadas através da medição das suas dimensões. Na Tabela 10 estas

diferenças ficam evidentes, inclusive diferenças não facilmente perceptíveis visualmente. Como esperado, a ZAC da base do parâmetro S100 é maior ao comparar-se com a ZAC da base das juntas soldadas com maior força, pois esta tem um maior tempo de soldagem e, portanto, uma maior distribuição de calor. Chegando a ser 34% maior que área da amostra S150 e 45% maior do que a área da solda S200. A ZTMA do pino da junta com menor força axial aplicada apresentou um maior volume de material processado (33% a mais de área do que a amostra soldada com maior força) e uma menor área da ZAC do pino (aproximadamente 50% menor do que a área encontrada na junta soldada com maior força). Isto se deve ao fato de que a aplicação de menores forças axiais proporciona uma taxa de deslocamento do pino consumível menor, conseqüentemente o consumo final leva um maior tempo para ser atingido e o processamento também é aumentado.

Somente as áreas da ZTMA das bases não seguiram o mesmo padrão, sendo a menor área calculada a área do parâmetro intermediário. Os cálculos foram realizados com auxílio do software SolidWorks.

Tabela 10: Área em mm² das zonas afetadas pelo processo de soldagem FHPP.

Parâmetro de soldagem	ZAC base ¹ (mm ²)	ZTMA base ² (mm ²)	ZTMA pino ³ (mm ²)	ZAC pino ⁴ (mm ²)
 S100	426,62	488,48	852,62	122,84
 S150	283,12	388,70	708,35	207,60
 S200	235,99	442,62	571,12	235,99

Fonte: O autor.

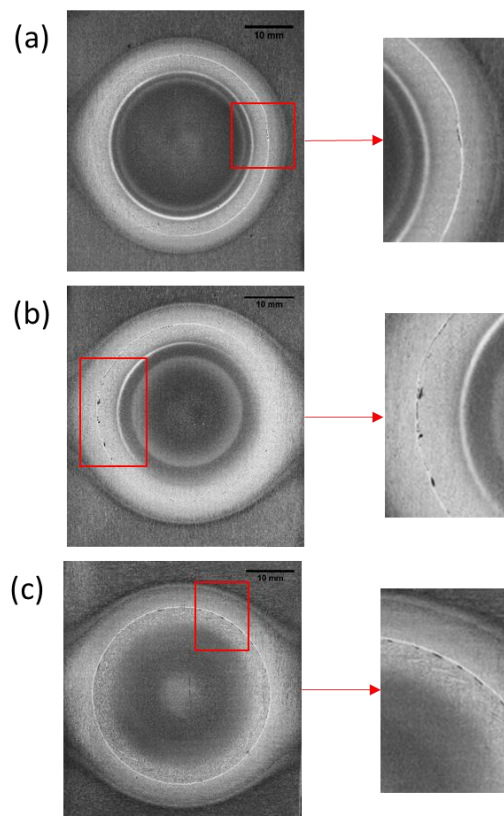
Ao verificar a qualidade das juntas soldadas na seção longitudinal é possível perceber que elas obtiveram um preenchimento satisfatório da cavidade previamente

usinada. Através de uma análise visual em microscopia ótica de baixo aumento não foram verificadas descontinuidades na interface de soldagem.

Segundo Lemos et al. (2017) a avaliação macroscópica da região de topo das soldas também merece atenção devido à importância dessa região, que é normalmente exposta ao ambiente e sua integridade e qualidade estão relacionadas a importantes fenômenos de superfície como corrosão, desgaste e, principalmente, fadiga, portanto, também foram analisadas.

Após o processo de lixamento para preparação das macrografias, os resultados não foram satisfatórios. Assim, em todas as amostras de topo foi possível identificar defeitos na interface cavidade-pino. Na seção de topo também foi possível observar a evidência de uma variação de tensão residual ao longo da face da solda através da visualização da presença de gradientes microestruturais entre os parâmetros avaliados. Na Figura 41 são apresentados em destaque os defeitos encontrados nas amostras de topo.

Figura 41: Macrografia evidenciando a presença de defeitos nas amostras de topo em todos os parâmetros soldados. (a) S100, (b) S150 e (c) S200.



Fonte: O autor.

5.4 ANÁLISE MICROESTRUTURAL

As análises microestruturais foram realizadas nas regiões que apresentaram características específicas do processo de soldagem, tais como a ZAC do pino consumível e a ZAC do material da base, a ZTMA composta pelo material da base e ZTMA do material processado do pino consumível e as interfaces cavidade-pino, tanto lateral quanto inferior. Além disso, foi apresentada a microestrutura do material-base, região que não sofreu alteração devido ao processo de soldagem por fricção.

Da Figura 42 à Figura 47 são mostradas as microestruturas de regiões selecionadas para cada parâmetro de soldagem. Todas as juntas soldadas apresentadas foram submetidas ao tratamento térmico de duplo revenimento após solda.

As regiões 1, das três juntas, apresentaram o material de base que não sofreu influência na microestrutura devido à distância da interface de atrito (fonte de calor) e estas foram caracterizadas pela microestrutura homogênea consistindo de martensita revenida e austenita retida.

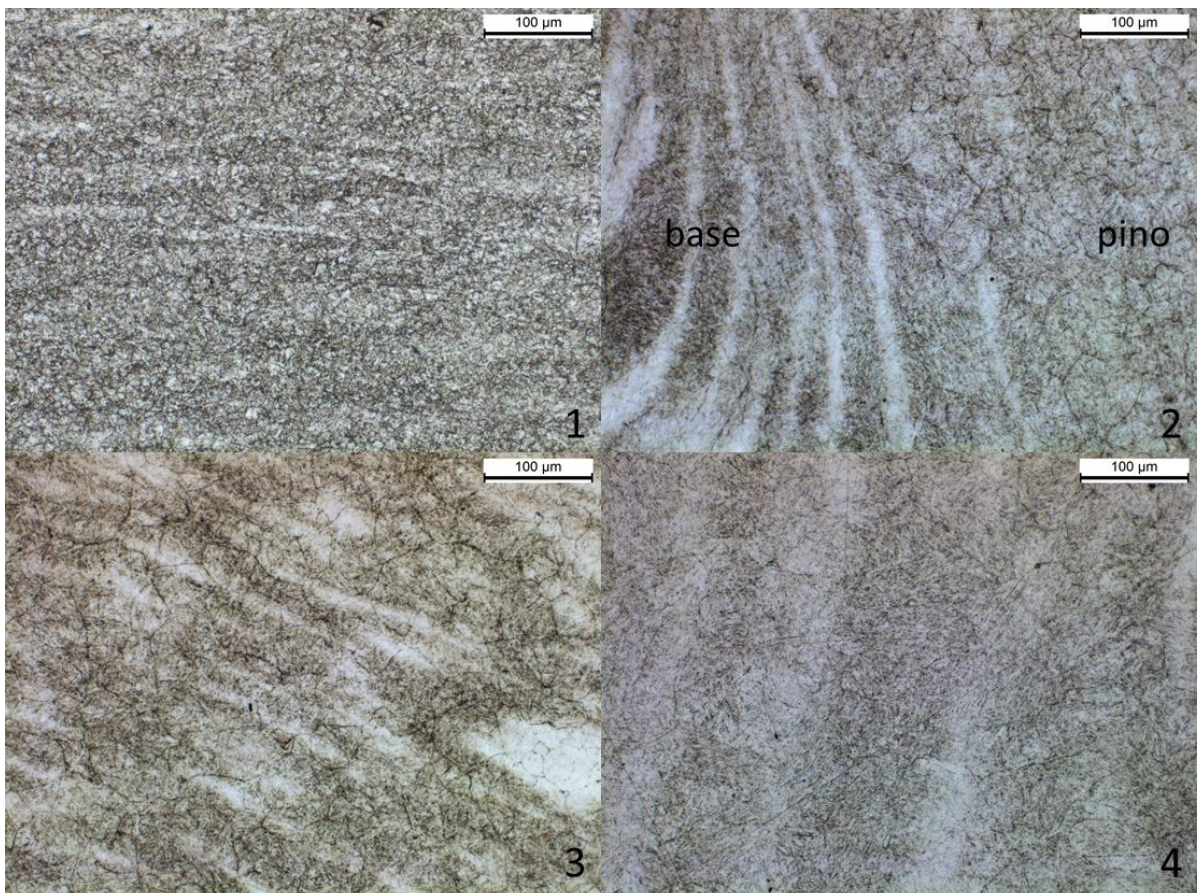
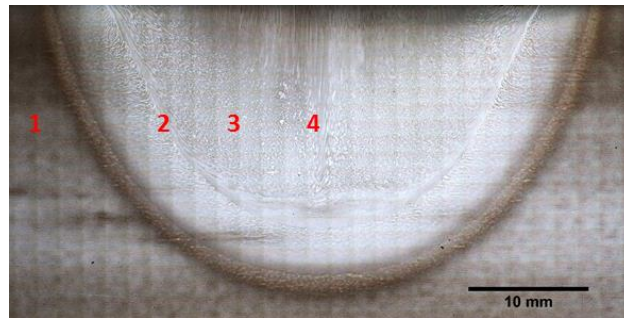
Entre as regiões 1 e 2, das três juntas, estão as denominadas ZAC das bases. São as zonas do material das bases que não sofreram deformação plástica, porém foram afetadas pela influência da temperatura sobre a microestrutura, bem como a altas taxas de extração de calor. Essa região é composta por martensita com baixo teor de carbono e carbonetos dispersos, característicos da microestrutura de martensita revenida e austenita retida. Segundo Pinheiro (2008), em ampliações menores, tais regiões não mostram nenhuma alteração microestrutural significativa em comparação com o material de base, mas o crescimento de grãos ainda pode ser observado, dependendo do calor fornecido para realizar a soldagem.

As regiões 2, se referem às características das ZTMAs das bases e às características das interfaces laterais de contato entre o material processado dos pinos. Correspondem ao material exposto a altas temperaturas e elevada deformação plástica durante o processamento. Nas regiões das ZTMAs das bases, foi observada a presença de bandeamento da microestrutura composta por martensita revenida e austenita retida nas três juntas analisadas. Nas interfaces foram observadas microestrutura de austenita retida e martensita revenida de grão refinado com morfologia equiaxial como resultado do fenômeno de recristalização dinâmica. A

microestrutura refinada da região de interface cavidade-pino corresponde à microestrutura resultante dos maiores níveis de deformação e temperatura durante o processo de soldagem por fricção FHPP. As interfaces laterais não apresentaram defeitos nesta região, caracterizando uma boa união metalúrgica entre os materiais do pino e da base para as todas as condições de soldagem.

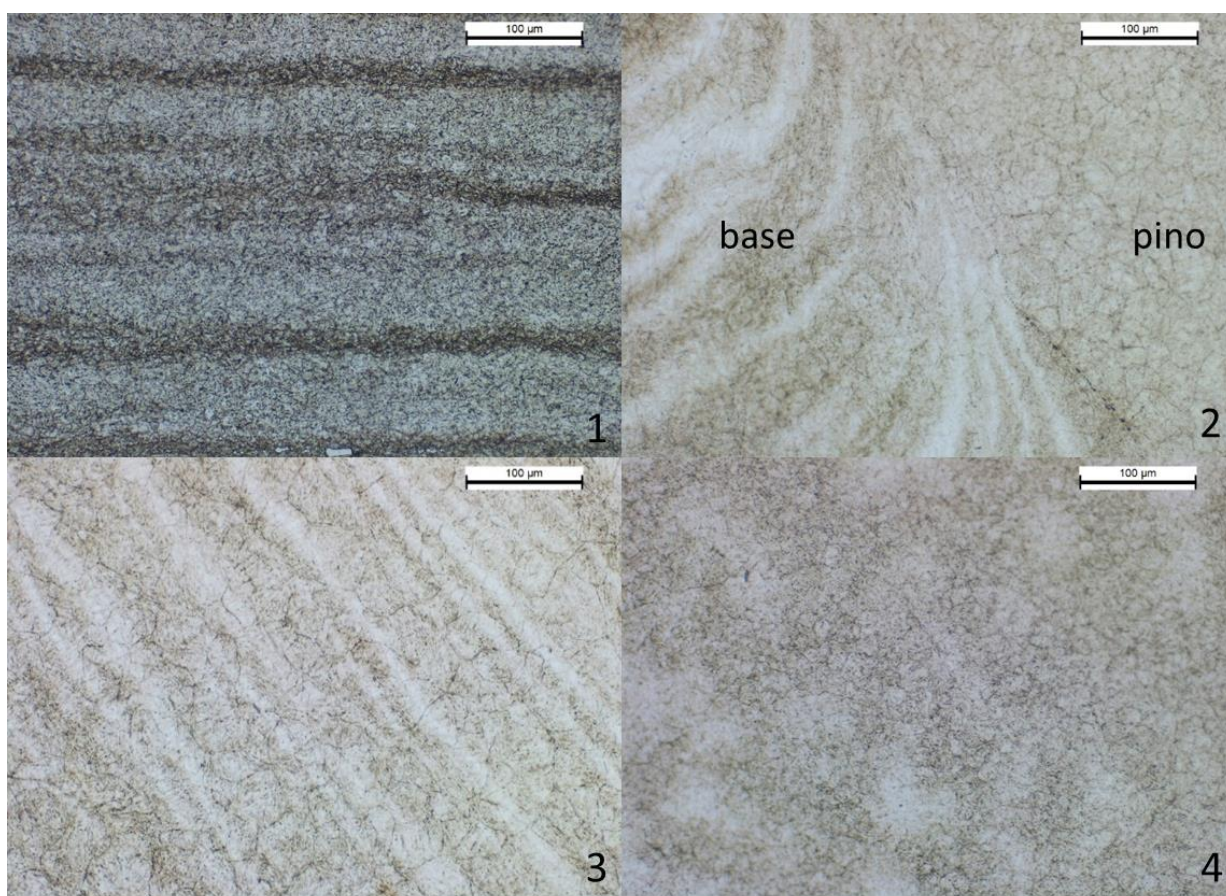
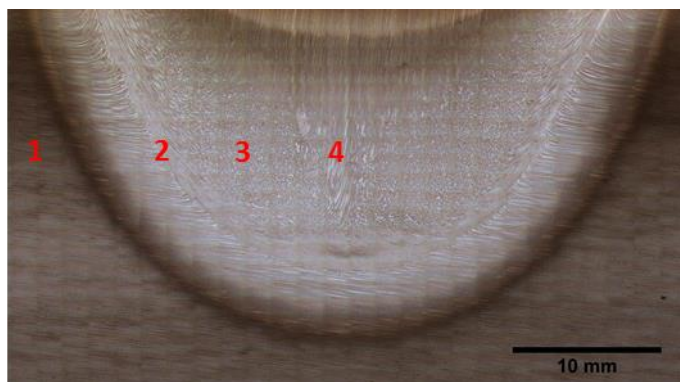
As regiões 3 e 4, ZTMA dos pinos consumíveis, correspondem ao material exposto a altas temperaturas e elevada deformação plástica durante o processamento. Estas regiões apresentaram microestrutura composta por martensita revenida heterogênea, com grãos maiores na região 3 e menores na região central do pino. Isso se deve ao fato da velocidade relativa entre o pino e a base aumentar com a distância da linha central do pino, resultando em maior geração de calor próximo à interface. Foi observado também a possível presença de bainita inferior e austenita retida. Além disso, nas regiões 3, observou-se ainda a presença de bandeamento na direção radial do pino, nas três juntas analisadas.

Figura 42: Microestrutura das regiões características do parâmetro de soldagem S100. 1- Material base bloco de base; 2- Interface lateral pino-cavidade; 3 e 4- ZTMA do pino consumível. Micrografias com aumento de 200x.



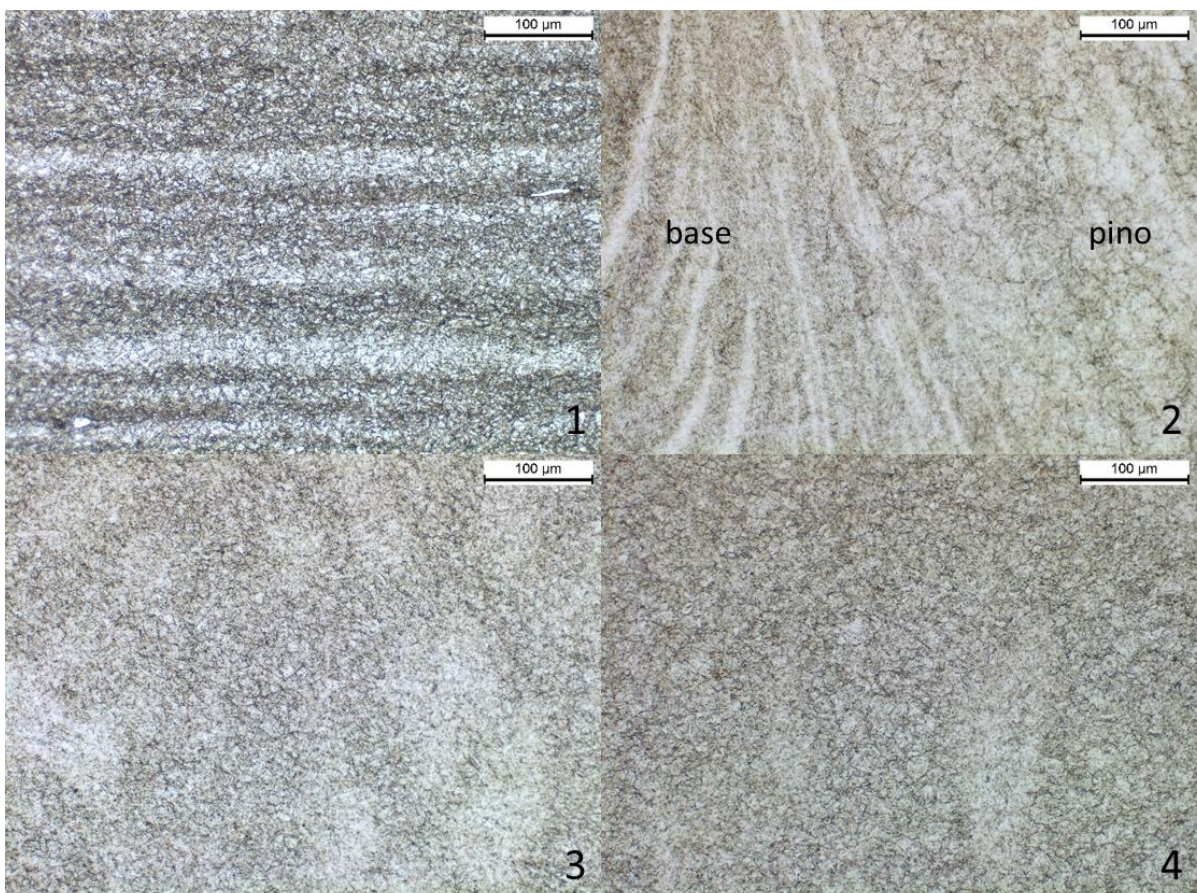
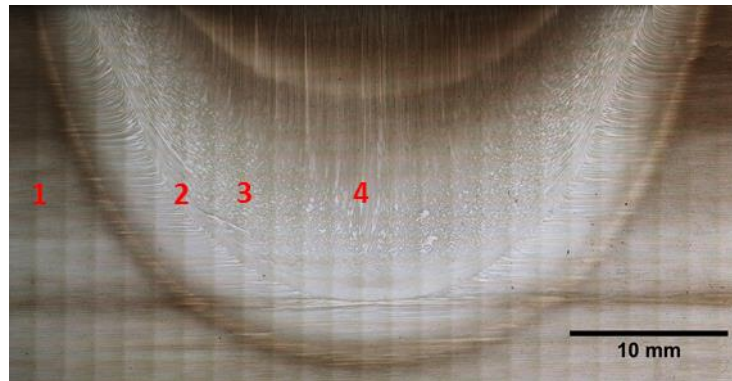
Fonte: O autor.

Figura 43: Microestrutura das regiões características do parâmetro de soldagem S150. 1- Material base bloco de base; 2- Interface lateral pino-cavidade; 3 e 4- ZTMA do pino consumível. Micrografias com aumento de 200x.



Fonte: O autor.

Figura 44: Microestrutura das regiões características do parâmetro de soldagem S200. 1- Material base bloco de base; 2- Interface lateral pino-cavidade; 3 e 4- ZTMA do pino consumível. Micrografias com aumento de 200x.



Fonte: O autor.

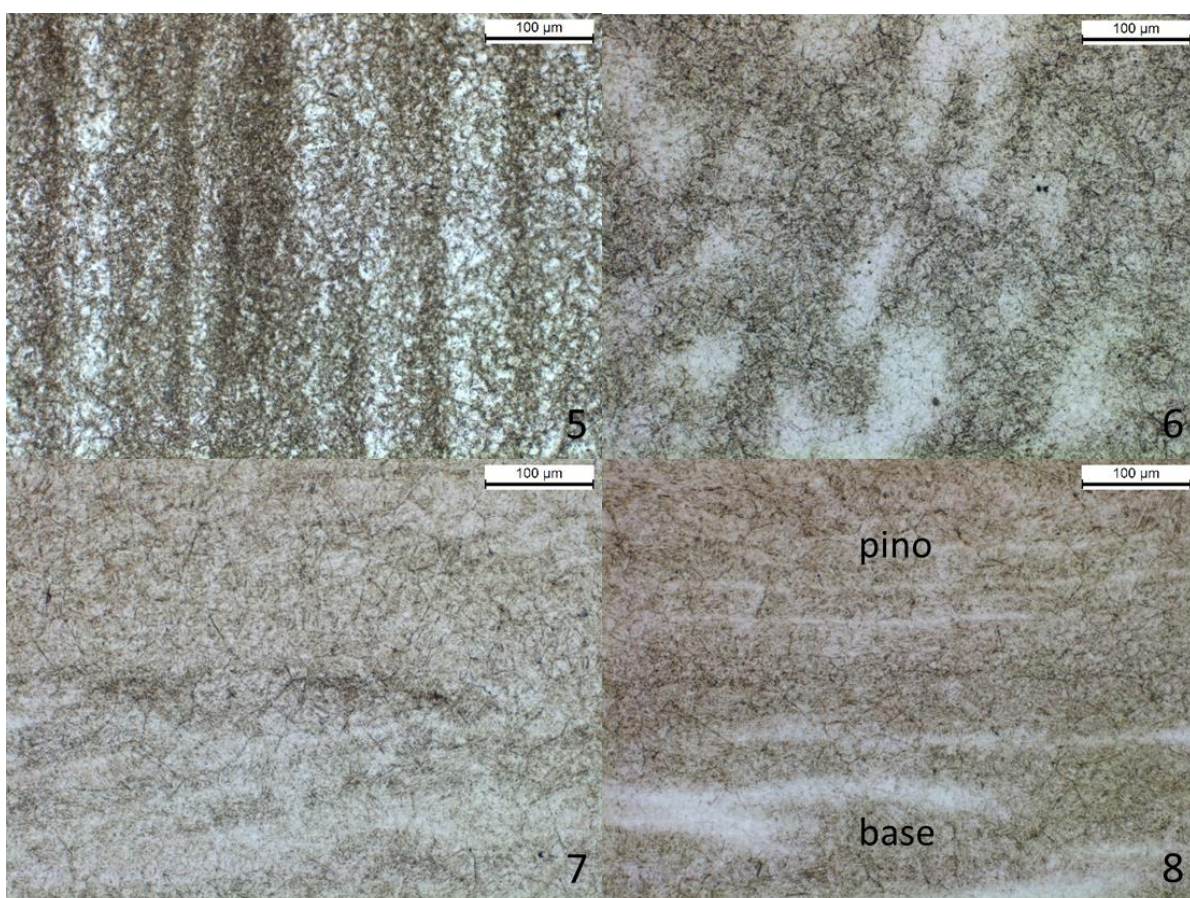
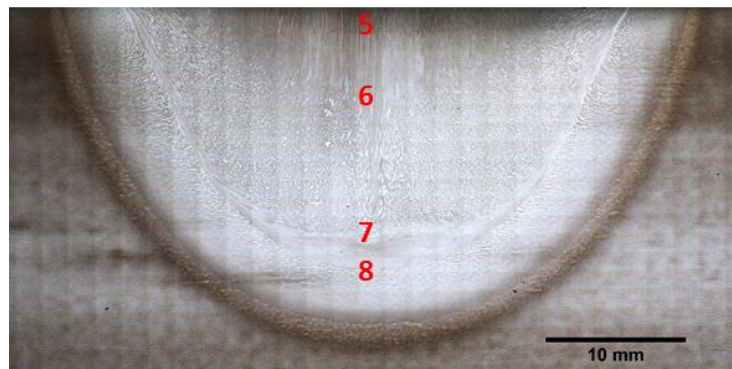
As regiões 5 das três juntas, denominadas ZAC dos pinos, apresentaram a microestrutura do material dos pinos que não sofreu deformação plástica. Durante o processo de soldagem, uma quantidade significativa de calor gerado pelo atrito é fornecida para o pino, considerando que o pino e o bloco de base são do mesmo material com a mesma condutividade térmica. A microestrutura dessa região é afetada

pela temperatura, bem como altas taxas de extração de calor em direção ao pino, fato que fica evidente pela presença de aparentes bandeamentos na direção vertical. Assim, essa região é composta por martensita revenida e austenita retida.

Como o tamanho da ZTMA é dependente da força axial aplicada na produção da junta soldada, nas regiões 6 é possível observar diferenças entre as três soldas. A junta S100 (maior tempo de processamento) apresenta características da ZTMA na região 6 enquanto a junta soldada S200 (menor tempo de processamento) ainda apresenta características típicas da ZAC. A junta S150 (tempo de processamento intermediário) apresenta características mistas de ambas zonas. Para todas os parâmetros soldados, a região 7 corresponde a ZTMA dos pinos, nesta região a microestrutura corresponde a martensita revenida, austenita retida e a possível presença de bainita inferior.

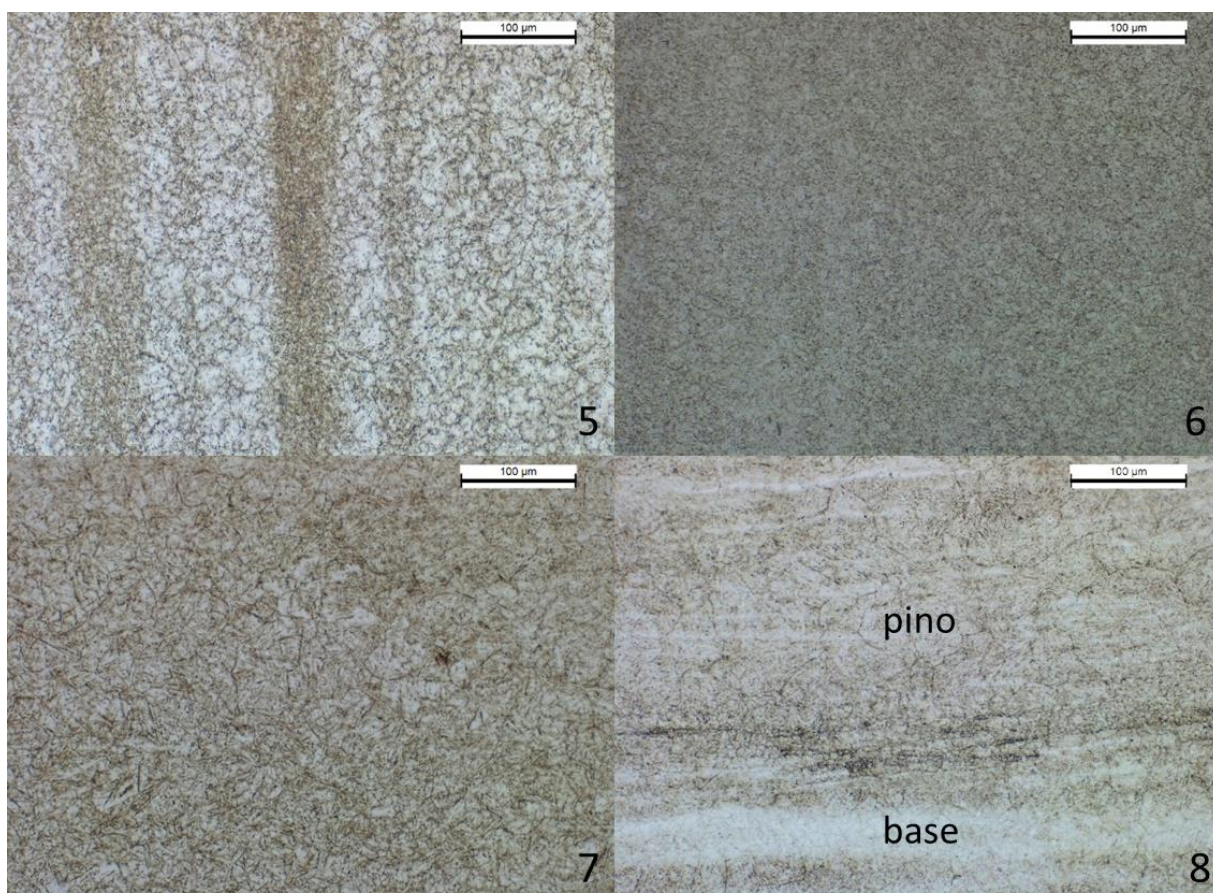
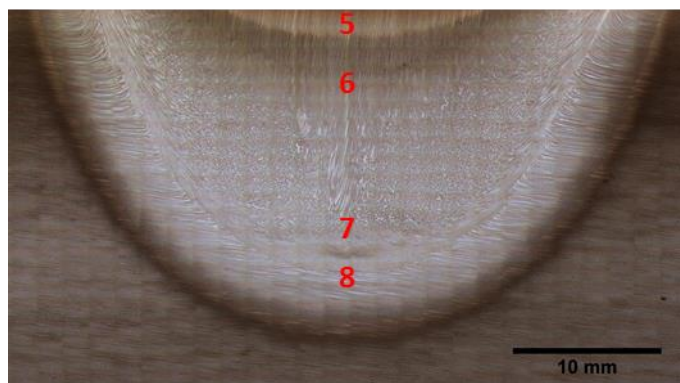
As regiões 8, que coincidem com o eixo de rotação do pino, correspondem ao local onde a força axial de compressão é aplicada ortogonalmente sobre as superfícies do pino e do bloco de base. Nessa região é verificado um refino do grão devido a severa deformação e recristalização. Esta região também evidenciou uma boa união metalúrgica dos materiais nas três juntas.

Figura 45: Microestrutura das regiões características do parâmetro de soldagem S100. 5- ZAC do pino; 6, 7 - ZTMA do pino; 8- Interface inferior pino-cavidade. Micrografias com aumento de 200x.



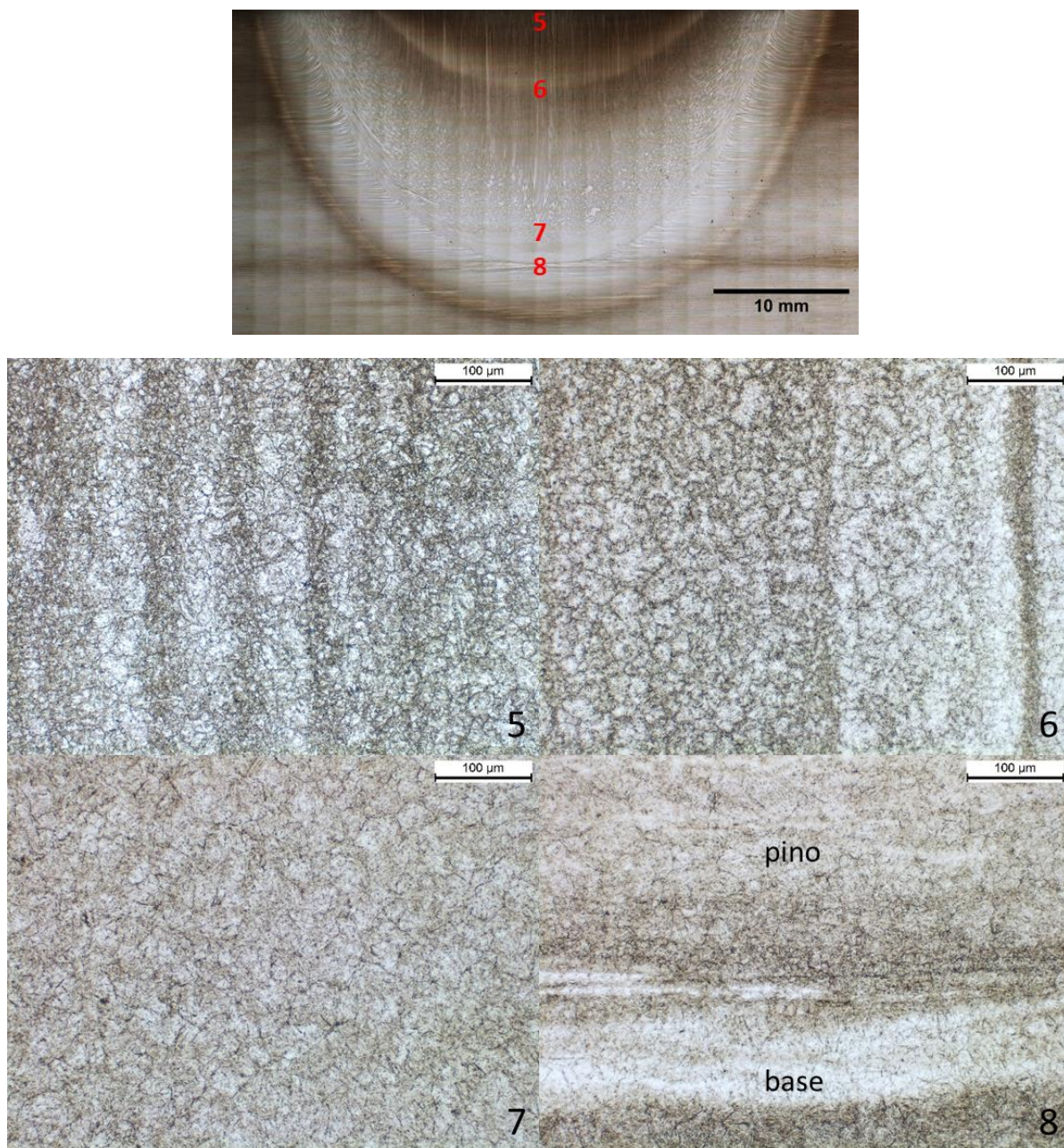
Fonte: O autor.

Figura 46: Microestrutura das regiões características do parâmetro de soldagem S150. 5- ZAC do pino; 6, 7 - ZTMA do pino; 8- Interface inferior pino-cavidade. Micrografias com aumento de 200x.



Fonte: O autor.

Figura 47: Microestrutura das regiões características do parâmetro de soldagem S200. 5- ZAC do pino; 6, 7 - ZTMA do pino; 8- Interface inferior pino-cavidade. Micrografias com aumento de 200x.



Fonte: O autor.

Segundo Buzzatti, D. (2017), com o aumento da força axial, a microestrutura martensítica deve ser mais refinada nas regiões que compõem as ZTMAs do pino e base próximos à interface. O que é compreensível tendo em vista que, com o aumento da força axial, há o aumento da deformação plástica da microestrutura austenítica prévia à martensita formada durante o resfriamento. Outra característica observada

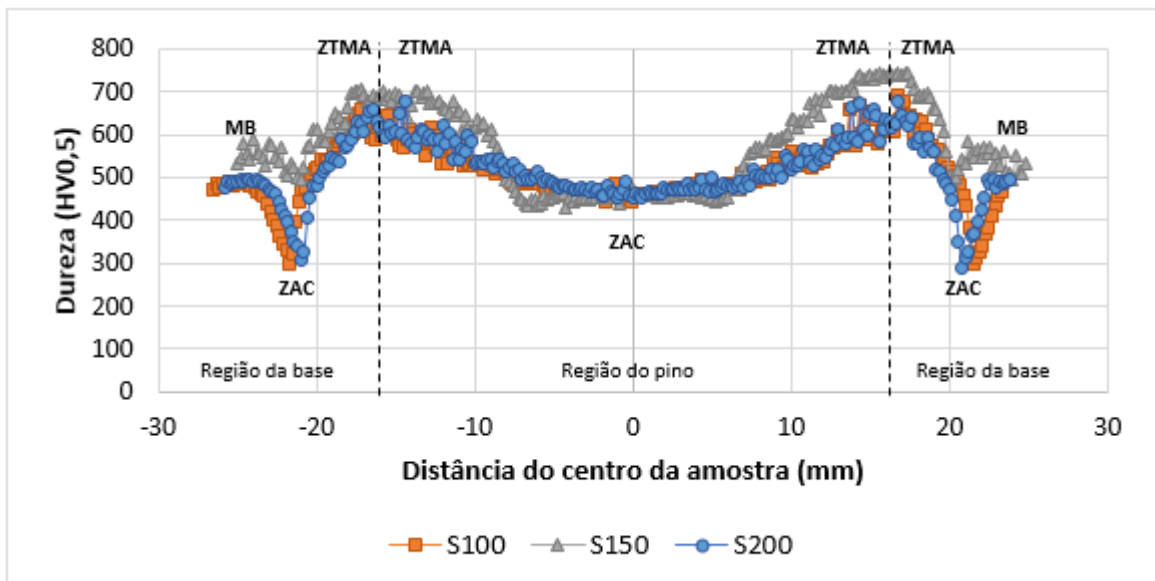
por este autor é a tendência das ZACs dos pinos se localizarem mais abaixo da superfície da base de soldagem com o aumento da força axial, ambas as características também foram observadas através da análise microestrutural nesse estudo.

Uma boa união metalúrgica, dos materiais do pino e da base ao longo de toda a interface de união foi evidenciada e as análises microestruturais confirmaram que nenhuma condição de soldagem apresentou vazios ou defeitos.

5.5 ANÁLISE DE MICRODUREZA

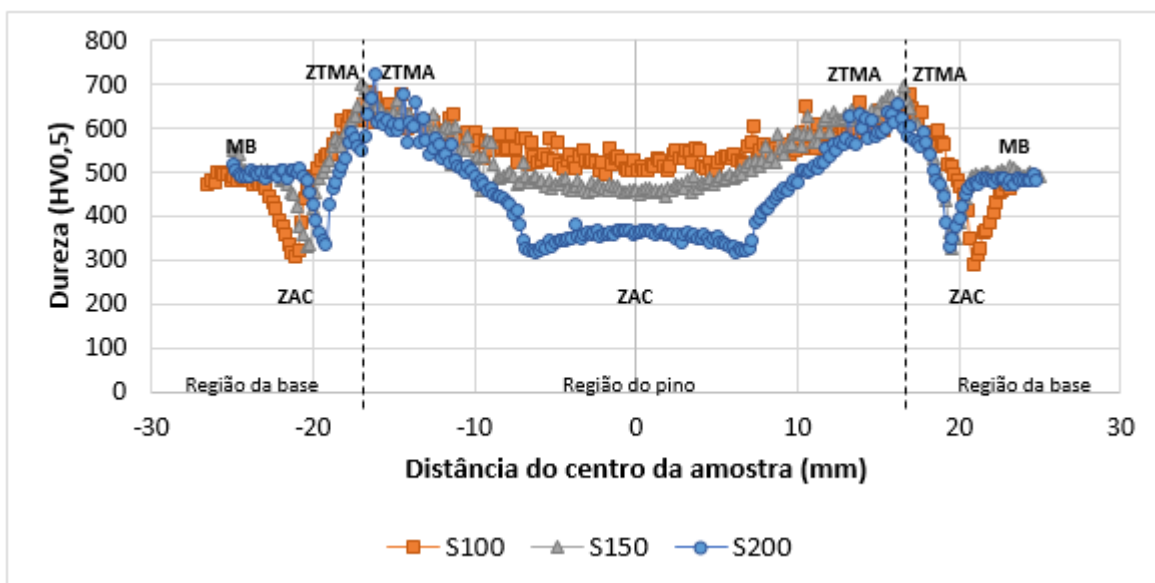
Os perfis de microdureza foram realizados para avaliar a influência das microestruturas encontradas nas juntas soldadas sobre suas propriedades mecânicas. Na Figura 48 a 50 foram plotados gráficos com perfis dos parâmetros soldados a 2, 4 e 8 mm da superfície, na seção longitudinal. Percebe-se que a maior dureza foi encontrada na região da ZTMA das juntas soldadas (~700HV 0,5) e ela está diretamente associada à microestrutura na região. Este comportamento é resultado da deformação plástica do material durante o processamento, que somada ao ciclo térmico mais severo resulta em uma microestrutura com grãos mais refinados. Alguns autores (CHLUDZINSKI, 2013; BUZZATTI, 2017) relataram que o aumento da força axial na soldagem FHPP resultou em aumento da microdureza, porém neste estudo não foi possível identificar tal associação. Os valores de microdureza das juntas soldadas foram muito semelhantes para as variações de força aplicadas neste material, não havendo uma grande influência na região da ZTMA das juntas. Foi observado também, a variação dos valores de microdureza ao longo da espessura da solda. Nos perfis a 2 e 8mm da superfície todas as juntas apresentam valores de dureza semelhantes, enquanto no perfil a 4mm da superfície, a junta soldada S200 apresenta um perfil mais heterogêneo em comparação ao demais. Isto se deve ao fato da junta soldada com maior força ter uma maior área de ZAC.

Figura 48: Gráficos de perfil de microdureza das juntas S100, S150 e S200, na seção longitudinal a 2mm da superfície da amostra, as linhas tracejadas indicam a região de interface cavidade-pino.



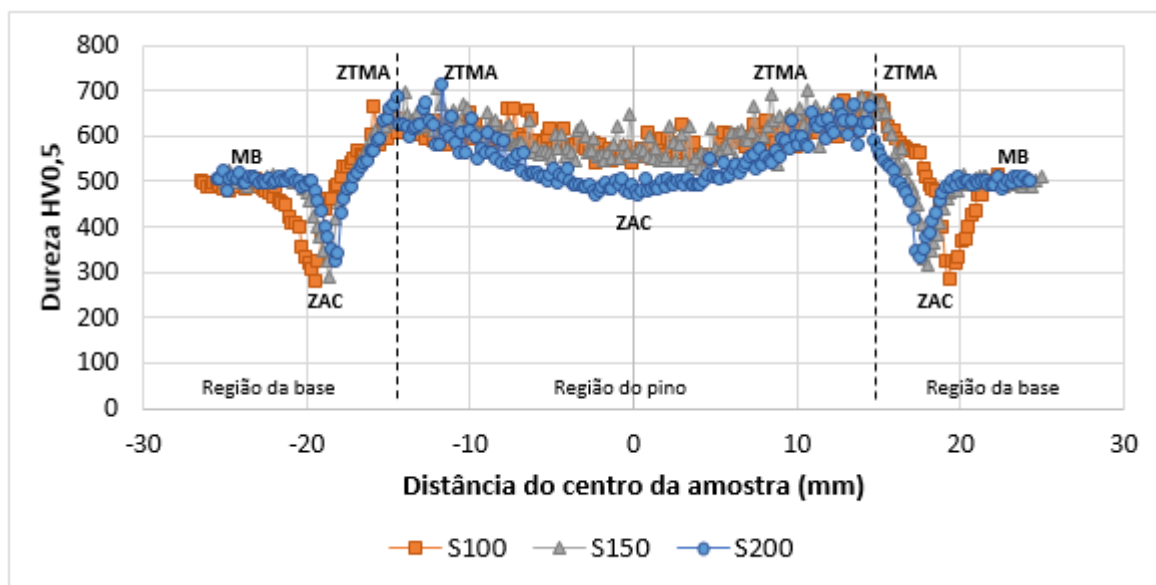
Fonte: O autor.

Figura 49: Gráficos de perfil de microdureza das juntas S100, S150 e S200, na seção longitudinal a 4mm da superfície da amostra, as linhas tracejadas indicam a região de interface cavidade-pino.



Fonte: O autor.

Figura 50: Gráficos de perfil de microdureza das juntas S100, S150 e S200, na seção longitudinal a 8mm da superfície da amostra, as linhas tracejadas indicam a região de interface cavidade-pino.



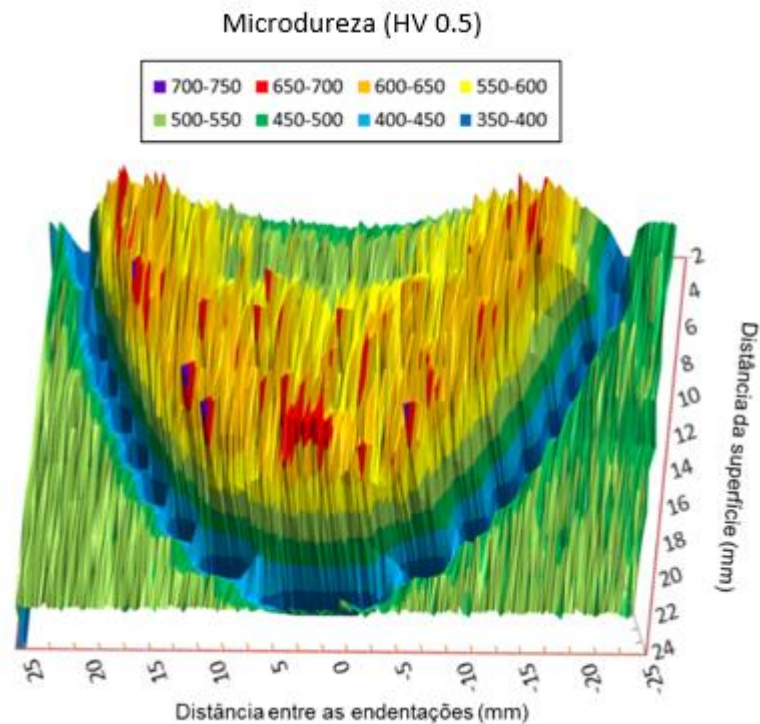
Fonte: O autor.

Conforme mencionado, as medições de microdureza variam ao longo da espessura da junta devido às diferentes taxas de resfriamento entre o lado superior e o lado inferior do bloco de base. Contudo, este comportamento pode ser observado nos resultados obtidos através do mapeamento de microdureza. Foram plotados gráficos 3D, onde o relevo e as cores representam a magnitude dos valores de microdureza. Nas Figura 51 a 53 é possível visualizar que a distribuição da microdureza ao longo das regiões da junta soldada está fortemente relacionada à forma do pino e da cavidade. Houve um decréscimo a partir do material-base até a ZAC da base devido à modificação gradual da microestrutura e/ou transformação do material de base, próximo à interface cavidade-pino os valores aumentaram até seus máximos e estabilizaram no centro da ZTMA do pino. Os valores de dureza da ZAC do pino foram próximos aos valores de dureza do material-base para as juntas S100 e S150 e ainda menores para a junta S200.

A dureza do material-base é de cerca de 450-550 HV0,5. A região da ZAC do pino apresenta um decréscimo na dureza entre 350-500 HV0,5, possivelmente devido ao crescimento de grãos. A dureza na maioria das regiões da ZTMA do pino é superior a 600 HV0,5 e também é consideravelmente maior do que o material de base. Tal

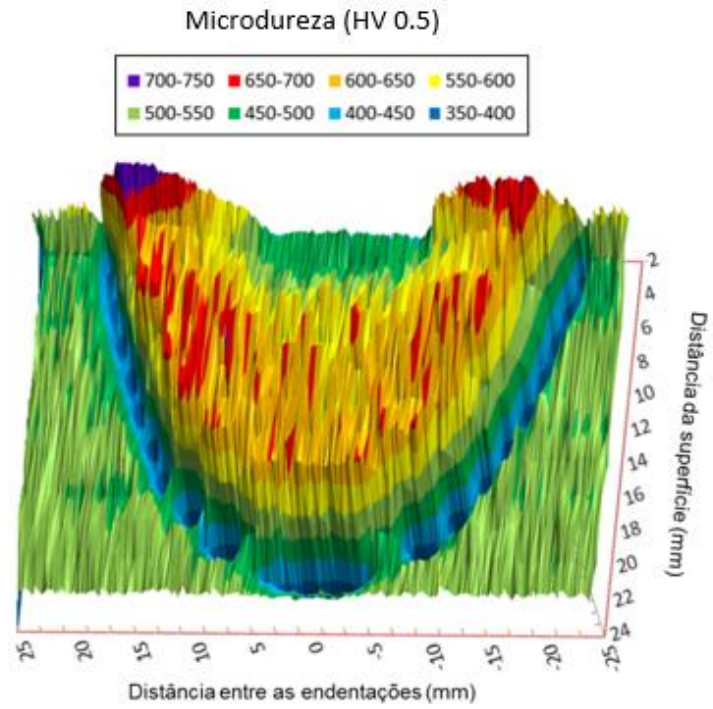
comportamento resulta da microestrutura endurecida produzida pela ação térmico-mecânica severa e resfriamento rápido característicos do processo de soldagem por fricção FHPP. A dureza máxima, que é superior a 700 HV_{0,5}, tem picos dispersos na ZTMA do pino. A distribuição de microdureza é consistente com as características microestruturais das juntas soldadas. Possivelmente, os valores de microdureza da junta S150 (parâmetro intermediário) foram maiores próximo à interface cavidade-pino na superfície devido à presença de inclusões ou algum defeito não identificado durante a análise microscópica. Neste estudo, assim como observado por Pinheiro (2008) a junta com maior força axial apresenta mais regiões com transições de valores de microdureza ao longo da solda e a junta com menor força axial apresentou um perfil mais homogêneo.

Figura 51: Mapa de microdureza resultante da soldagem FHPP para o parâmetro S100.



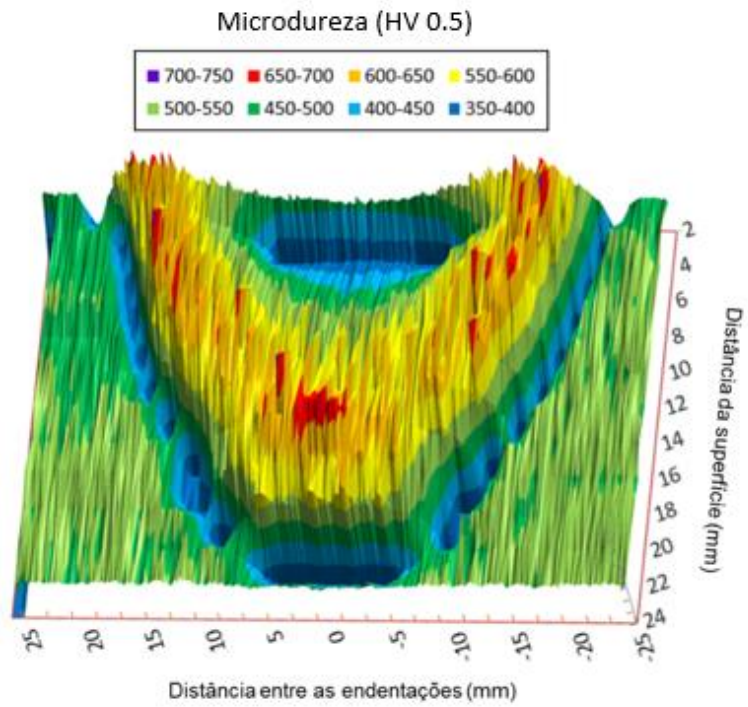
Fonte: O autor.

Figura 52: Mapa de microdureza resultante da soldagem FHPP para o parâmetro S150.



Fonte: O autor.

Figura 53: Mapa de microdureza resultante da soldagem FHPP para o parâmetro S200.



Fonte: O autor.

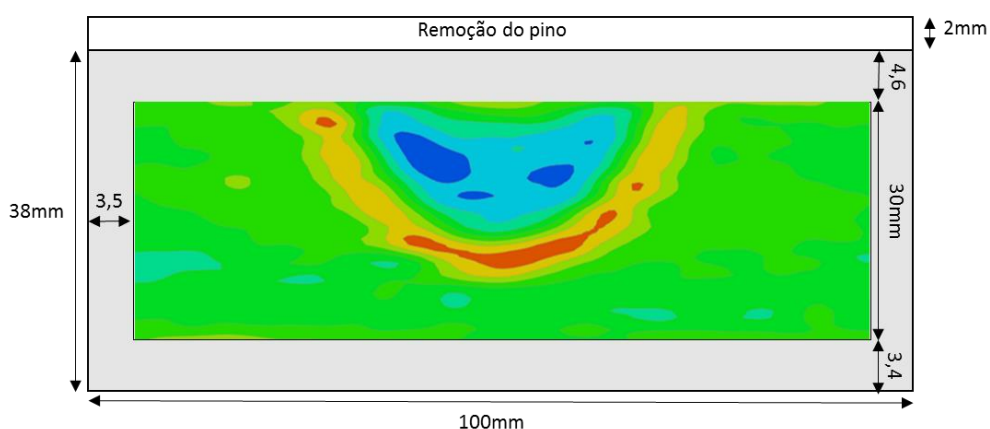
5.6 ANÁLISE DE TENSÕES RESIDUAIS

Um entendimento das tensões residuais que se desenvolvem em uma matriz durante a soldagem é importante, pois as tensões podem afetar a vida em fadiga e a precisão dimensional de uma matriz. Em geral, nos processos de soldagem, devido aos ciclos térmicos experimentados, ocorrem transformações de fase e/ou deformação não uniforme que geram estados de tensão residual que não podem ser ignorados. Assim, até mesmo a soldagem por fricção pode resultar em consideráveis estados de tensão residual devido às suas características como deformação plástica severa, recristalização e refino de grão. (KUMAR et al, 2013; LEMOS et al, 2017)

5.6.1 Método do Contorno

Mapas 2D de tensões residuais foram criados através do método do contorno para estudo da influência dos parâmetros da soldagem por fricção FHPP na reparação de matrizes e moldes em aço ferramenta AISI H13. Como o método do contorno requer a extrapolação de dados para as bordas do bloco de base, devido a restrições de medição, os resultados próximos às bordas podem ser exagerados em alguns pontos e, portanto, não devem ser considerados. (LIU, 2013). Neste estudo a restrição foi de 4,6mm da superfície superior e a análise resultante se deu em 30mm de espessura e 93mm de largura, sem extrapolação de dados. A localização das medições do método do contorno pode ser vista no desenho esquemático da Figura 54.

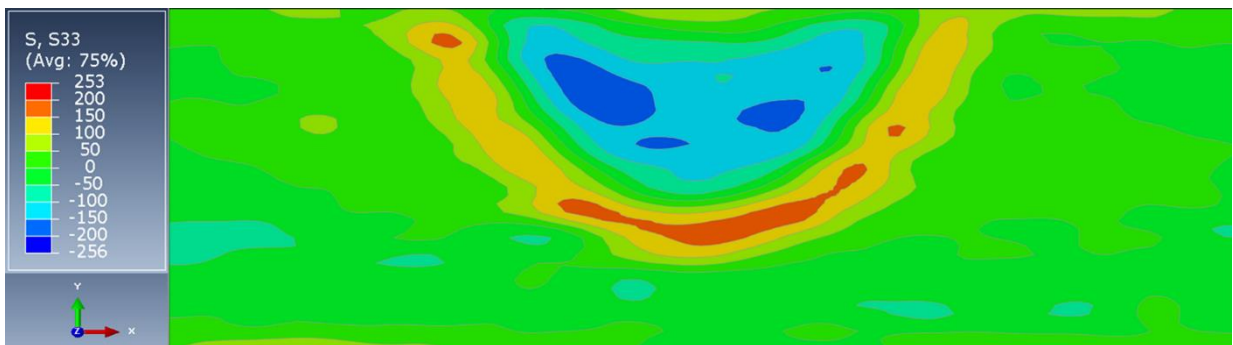
Figura 54: Desenho esquemático da localização das medições pelas diferentes técnicas.



Fonte: O autor.

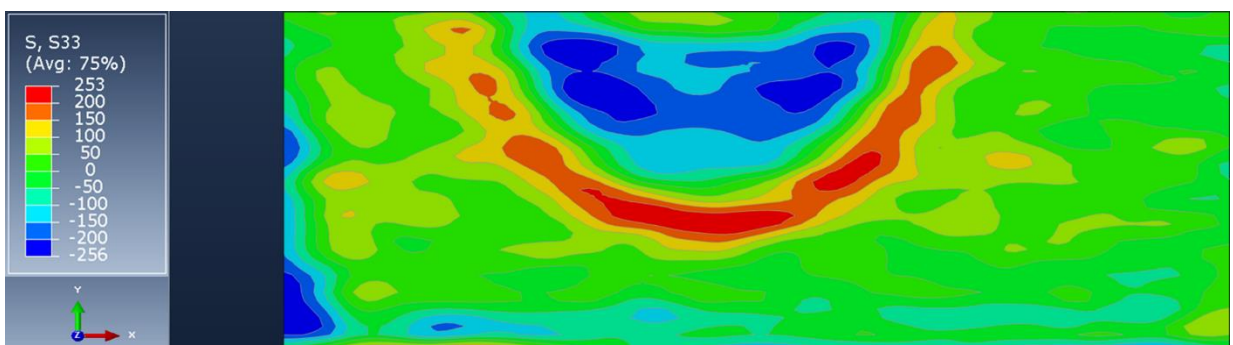
As tensões residuais medidas são aquelas normais à superfície de corte, ou seja, são as tensões residuais na direção z, como pode ser visto nas Figura 55 a Figura 57. Assim como os resultados de microestrutura e microdureza, em todos os resultados de tensão residual, as regiões correspondentes à zona do pino foram delimitadas. A distribuição de tensões foi relativamente simétrica em relação ao pino consumível em todas as variações de parâmetros analisadas. Tais resultados seguem a mesma tendência de distribuição das tensões residuais de acordo com estudos realizados em soldas FHPP por Hatting et al (2009; 2011) e Wedderburn et al (2012) que evidenciaram tal simetria, através da técnica de difração de nêutrons.

Figura 55: Mapa 2D de distribuição de tensões residuais (MPa) na direção z da junta soldada S100 por FHPP através do método do contorno.



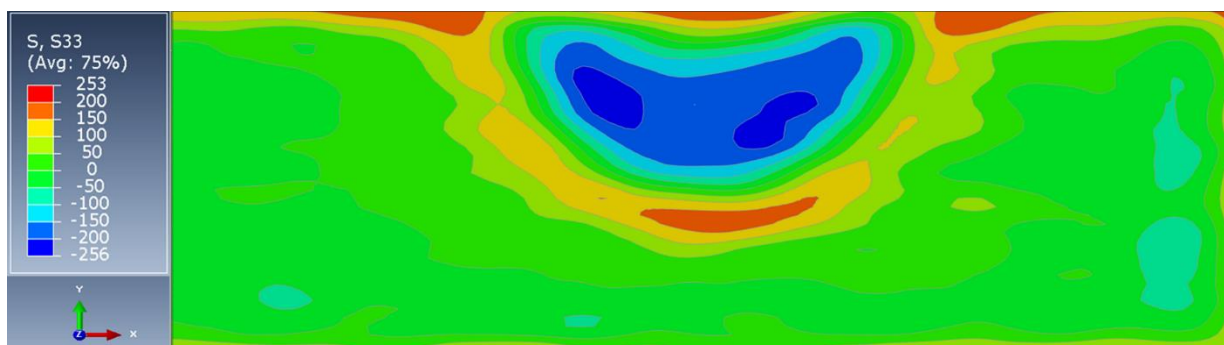
Fonte: O autor.

Figura 56: Mapa 2D de distribuição de tensões residuais (MPa) na direção z da junta soldada S150 por FHPP através do método do contorno.



Fonte: O autor.

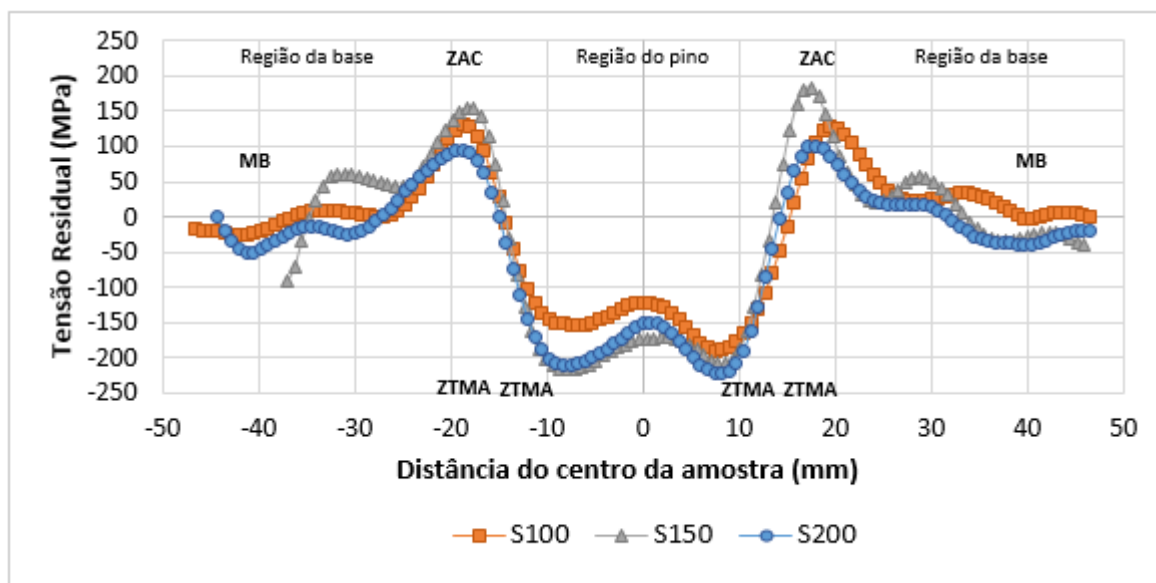
Figura 57: Mapa 2D de distribuição de tensões residuais (MPa) na direção z da junta soldada S200 por FHPP através do método do contorno.



Fonte: O autor.

De modo geral, todas as juntas soldadas apresentaram tensões de natureza compressiva na região central da solda (ZTMA do pino). Nota-se claramente que com o aumento da força de soldagem, ocorre um aumento na área das tensões residuais compressivas de maiores magnitudes. As amostras com parâmetros S100, S150 e S200 alcançaram valores máximos de compressão de até -192MPa, -255MPa e -223MPa respectivamente. Ao se afastar do centro da solda, uma diminuição gradual na magnitude das tensões compressivas foi observada. Entre a ZTMA e a ZAC da base, as tensões residuais voltaram a aumentar e ocorre a mudança da natureza das tensões, de compressivas para tensões trativas, com um aumento de até 181 MPa para a junta S100, de 253MPa para a junta S150 e 195MPa para a junta soldada S200. À medida que se afastam da ZAC, em direção ao material-base, os valores de tensão residual se aproximam a zero, o que se deve ao fato desta região sofrido um alívio de tensões oriundo ao tratamento térmico de duplo revenido e não ter sido afetada pelo processo de soldagem. A junta soldada S150 apresentou resultados mais heterogêneos, possivelmente pelo fato de ter sido cortada do lado esquerdo, antes do método do contorno ser aplicado, onde possivelmente ocorreu uma mudança local no campo de tensão residual. A fim de facilitar o entendimento quantitativo dos resultados apresentados nos mapas 2D, na Figura 58 são apresentados os perfis de tensões residuais em uma linha a 8 mm da superfície das juntas, onde o pico de tração indica a região da ZAC das juntas soldadas.

Figura 58: Gráfico comparativo entre os resultados de tensão residual obtidos através do método do contorno para as amostras S100, S150 e S200 no centro da amostra (8 mm).



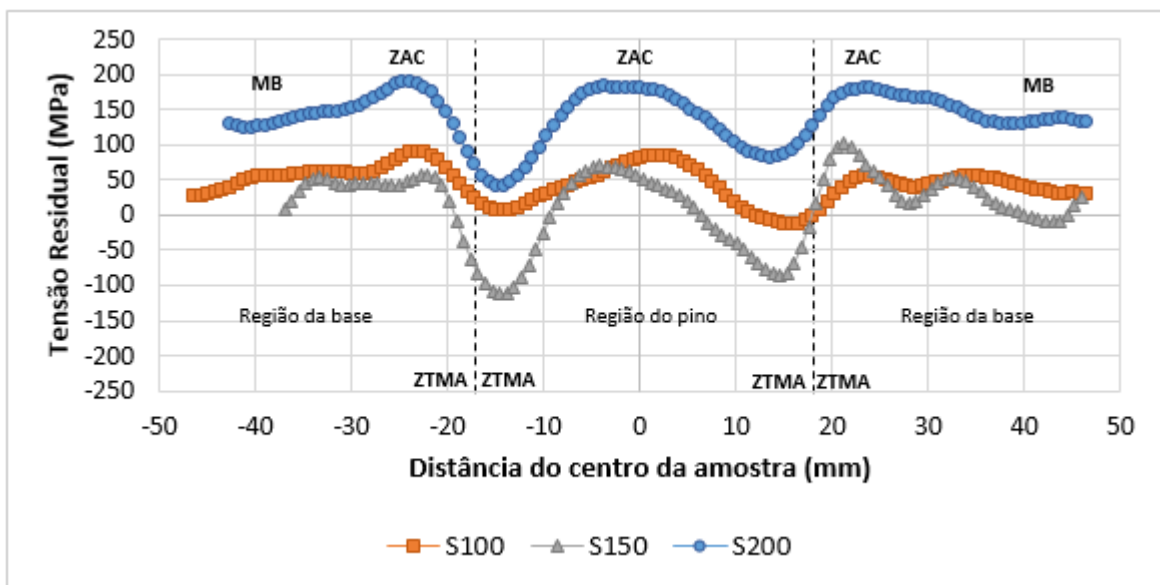
Fonte: O autor.

A distribuição de tensão residual segue a forma “M”, que segundo Prime, et al., (2006) e Wan, et al., (2017) pode ser explicada em termos do ciclo térmico experimentado pelo material na região soldada. Durante a fase de resfriamento, a contração da região soldada é limitada pela vizinhança da zona de solda já contraída, no entanto, a análise de formação das tensões residuais é ainda mais complexa, pois deve-se considerar a expansão que ocorre durante a transformação de fase da austenita para martensita durante o resfriamento (FROEHLICH, 2003). Em resposta a estes fatores envolvendo deformação plástica, transformação de fase, contrações e expansões térmicas as tensões residuais nas juntas soldadas foram compressivas no centro da junta soldada e trativas na região da ZAC. Segundo Paes (2014) soldagens com menores forças, apresentam maiores temperatura de pico e, portanto, maior é o diferencial de temperatura durante a transformação (austenita – ferrita/martensita). Assim, quanto mais elevado o valor da temperatura de pico, maiores serão as deformações e as tensões residuais devido à dilatação e contração térmica.

De acordo com o perfil à 8mm da superfície do bloco soldado obtido pelo método do contorno, as três juntas soldadas apresentam tensões residuais similares e assim como na análise de microdureza não foram encontradas grandes variações

entre os diferentes parâmetros soldados. A junta soldada de maior força axial aplicada (S200) apresentou um comportamento que tende a ser benéfico para as propriedades de fadiga em comparação com os outros parâmetros devido às menores tensões residuais de tração. Porém ao analisar as tensões a 4,6mm da superfície, este parâmetro de soldagem apresentou tensões trativas ao longo de todo o perfil. Nesta região, os perfis de tensões residuais apresentaram uma grande variação entre as juntas soldadas, como pode ser visto na Figura 59.

Figura 59: Gráfico comparativo entre os resultados de tensão residual obtidos através do método do contorno para as amostras S100, S150 e S200 mais próximo à superfície da amostra (4,6mm).



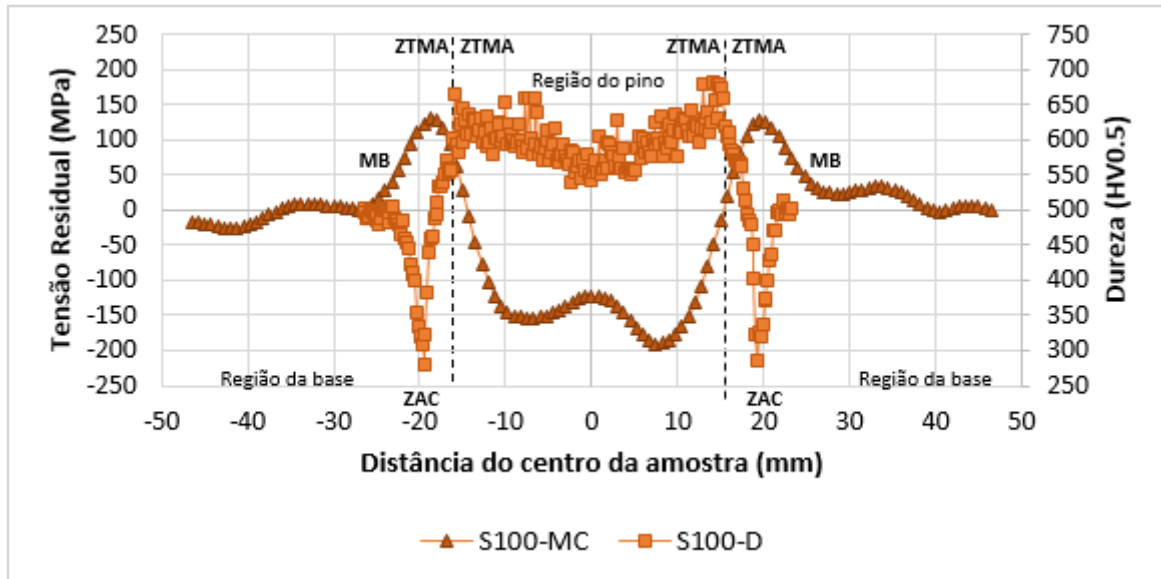
Fonte: O autor.

Em geral, todas análises do método do contorno mostraram regiões de tensões residuais trativas, que quando somadas às tensões aplicadas, podem ser deletérias para propriedades de fadiga. Entretanto, também apresentaram regiões de tensão compressiva, que diminuem as tensões aplicadas e podem retardar e/ou evitar o crescimento de trincas. (SUOMINEN et al, 2013)

Ao comparar os resultados de tensão residual a 8mm da superfície e os resultados de microdureza na mesma região (8mm da superfície) é possível observar que eles têm comportamentos inversos para os três parâmetros soldados S100, S150 e S200. Na Figura 60 é possível observar o gráfico para o parâmetro S100, em que na região da ZAC, região de menores valores de microdureza, estão

aproximadamente os maiores valores de tensão residual trativa e, portanto, nas regiões de tensão residual compressiva, estão os maiores valores de microdureza (ZTMA do pino). É possível notar também, que na região de material-base os gráficos tendem a convergir. Os gráficos dos parâmetros S150 e S200 se encontram no apêndice deste trabalho.

Figura 60: Gráfico comparativo entre os resultados de tensão residual (8mm) obtidos através do método do contorno e de microdureza (8mm) para a amostra S100.



Fonte: O autor.

5.6.2 Difração de raios X

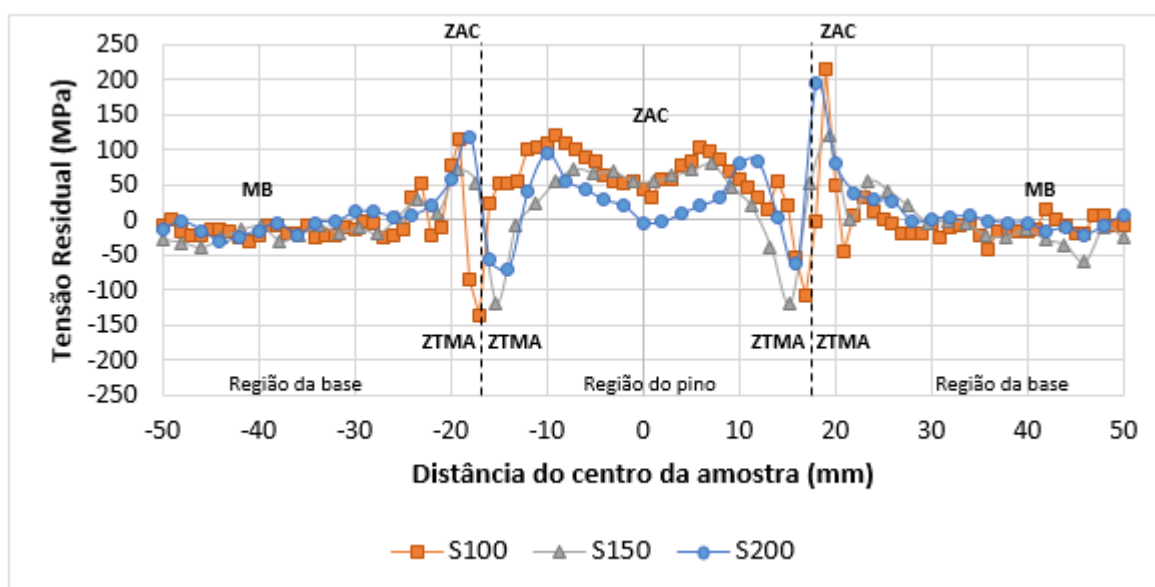
Em contraste com o método do contorno, nas medidas de difração de raios-X as tensões residuais são determinadas ponto a ponto.

A análise por difração de raios X foi realizada na superfície de topo da junta soldada, após a remoção do pino e rebarba excedentes. Neste trabalho foram medidas apenas as tensões residuais transversais, pois estas podem ser comparáveis às tensões obtidas pelo método do contorno. Os gráficos na Figura 61 foram dispostos em uma mesma imagem a fim de facilitar a comparação entre os parâmetros analisados. Assim como no MC as juntas analisadas por DRX apresentaram tensões residuais próximas a zero no material-base. A junta S100 apresentou o pico de tração de 216MPa a uma distância de 19mm do centro da solda. A 17 mm do centro da solda, foi identificado o valor máximo de compressão, chegando até -135MPa.

A junta S200 apresentou menores valores de tração quando comparado com o resultado da junta S100, assim como foi observado no perfil a 8 mm da superfície no MC. Os valores de tensão residual de natureza trativa obtiveram valores de pico de até 195MPa e valores de tensão residual compressiva de até -69MPa, ambos localizadas próximos a região de interface da amostra.

As medições da amostra de parâmetro intermediário (S150) também apresentaram seus picos (120 MPa) e vales (-120MPa) de tensão residual próximo à interface cavidade-pino, seguindo os mesmos padrões das amostras de maior e menor parâmetro de força e, assim como nos outros parâmetros, a região do material-base apresentou tensões residuais próximas à zero. De maneira geral, os perfis obtidos via DRX foram similares para todos os parâmetros soldados.

Figura 61: Gráfico das tensões residuais (MPa) medidas na superfície das juntas S100, S150 e S200 através da técnica de difração de raios X. As linhas tracejadas representam aproximadamente a região de interface cavidade-pino.



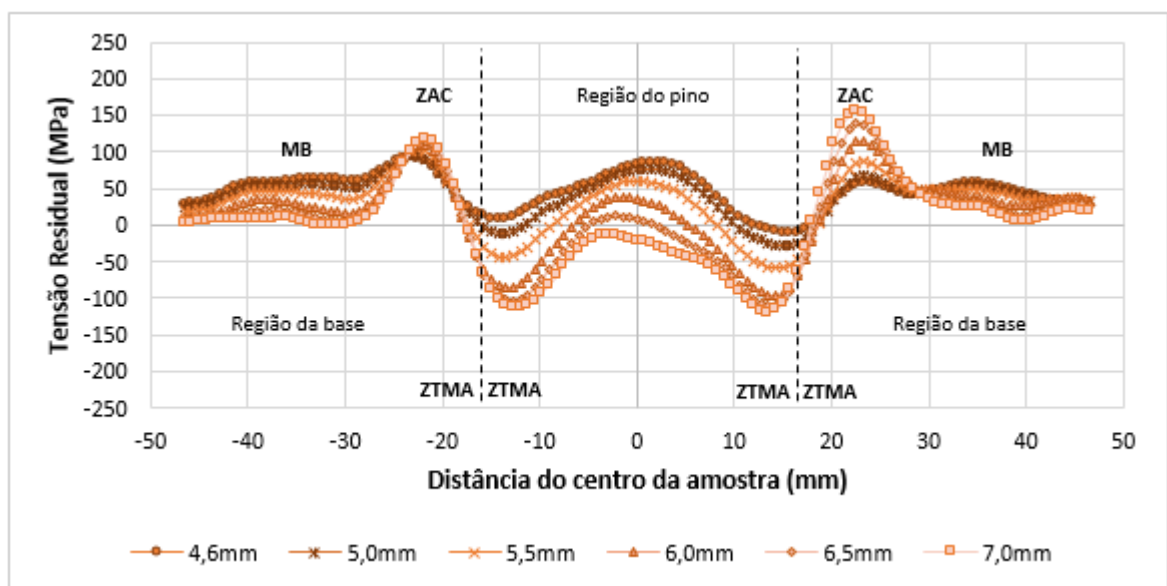
Fonte: O autor.

As técnicas DRX e MC podem ser utilizadas como técnicas complementares, pois enquanto o MC facilmente apresenta medições de tensões residuais ao longo da profundidade, nas regiões superficiais estas podem não ser bem representadas devido à dificuldade de realizar a medição de deslocamento próximo à superfície (PRIME, 2002). Já a técnica de DRX determina as tensões residuais superficiais com

alcance de aproximadamente 10 μ m de profundidade (ROSSINI et al, 2012), podendo atingir maiores profundidades através da remoção de camadas.

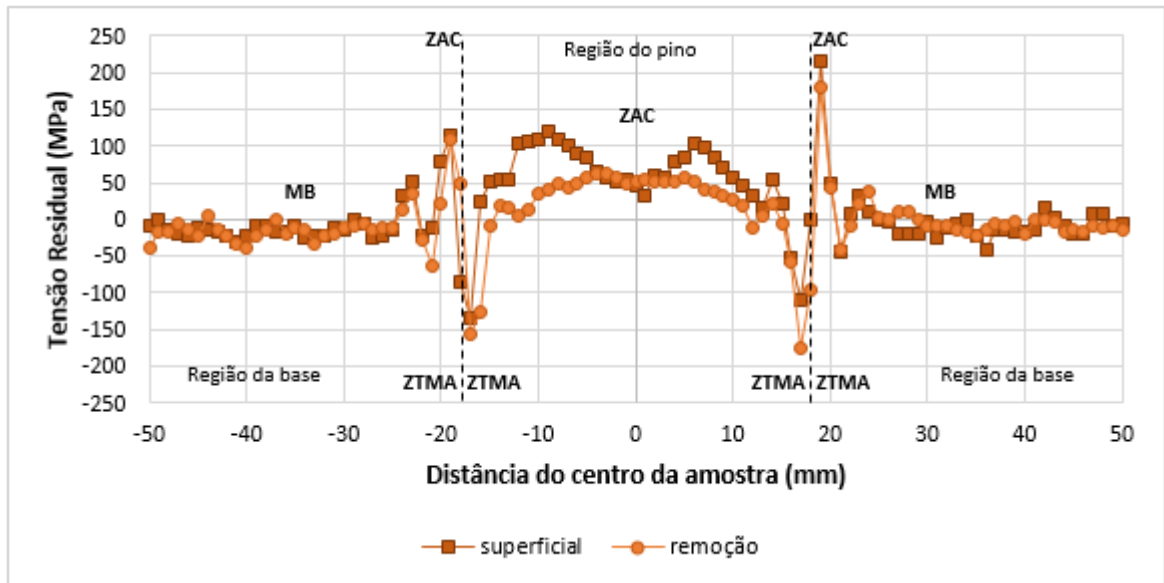
Neste estudo, os resultados de ambas as técnicas não podem ser inteiramente comparados, pois não foram realizadas medições na mesma região da junta soldada e as técnicas não possuem as mesmas profundidades de penetração. No entanto, a fim de fazer um comparativo da tendência da distribuição das tensões residuais através da profundidade, em ambas as técnicas, as tensões residuais foram novamente analisadas através da técnica de difração de raios X após uma remoção de camada e os perfis obtidos ao longo da espessura através do método do contorno foram plotados. Os resultados destas análises estão dispostos nas Figuras 62 a 67.

Figura 62: Perfis comparativos (tensões residuais x distância) de 4,6 até 7 mm abaixo da superfície para a junta soldada S100 através do método do contorno.



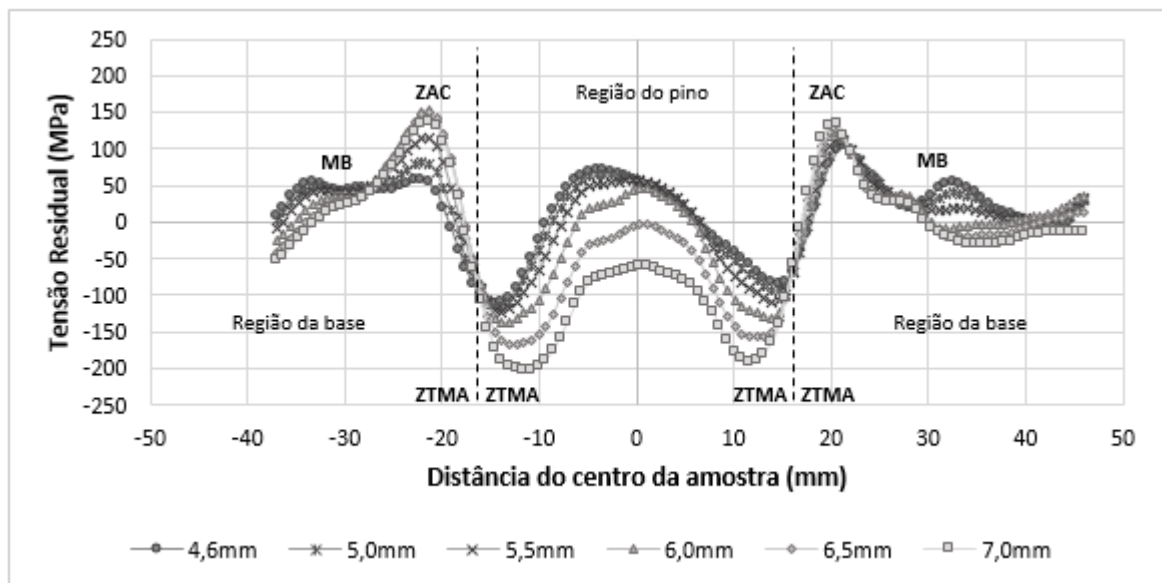
Fonte: O autor.

Figura 63: Comparação entre resultados das medições de tensões residuais entre o método de difração de raios X na superfície e após a remoção de camada de 0,8 mm, para amostra S100.



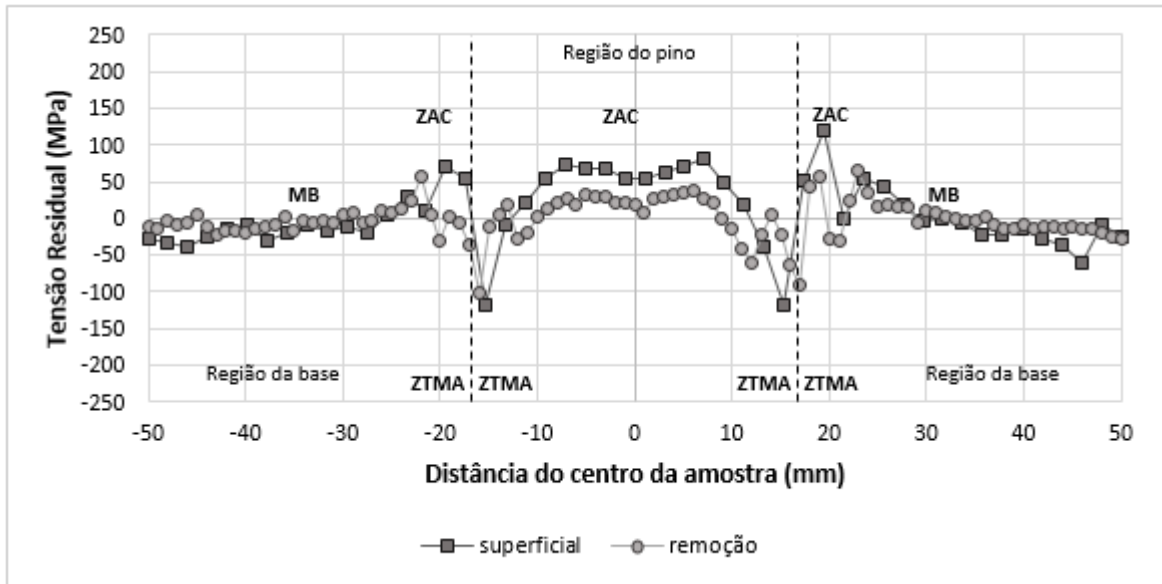
Fonte: O autor.

Figura 64: Perfis comparativos (tensões residuais x distância) de 4,6 até 7 mm abaixo da superfície para a junta soldada S150 através do método do contorno.



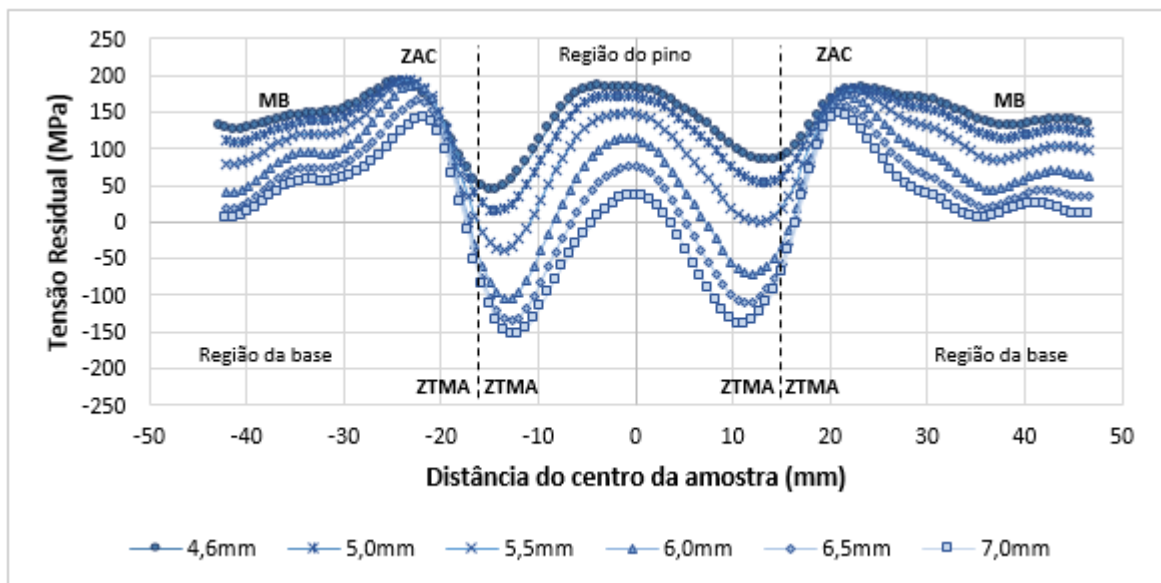
Fonte: O autor.

Figura 65: Comparação entre resultados das medições de tensões residuais entre o método de difração de raios X na superfície e após a remoção de camada de 2,2 mm, para amostra S150.



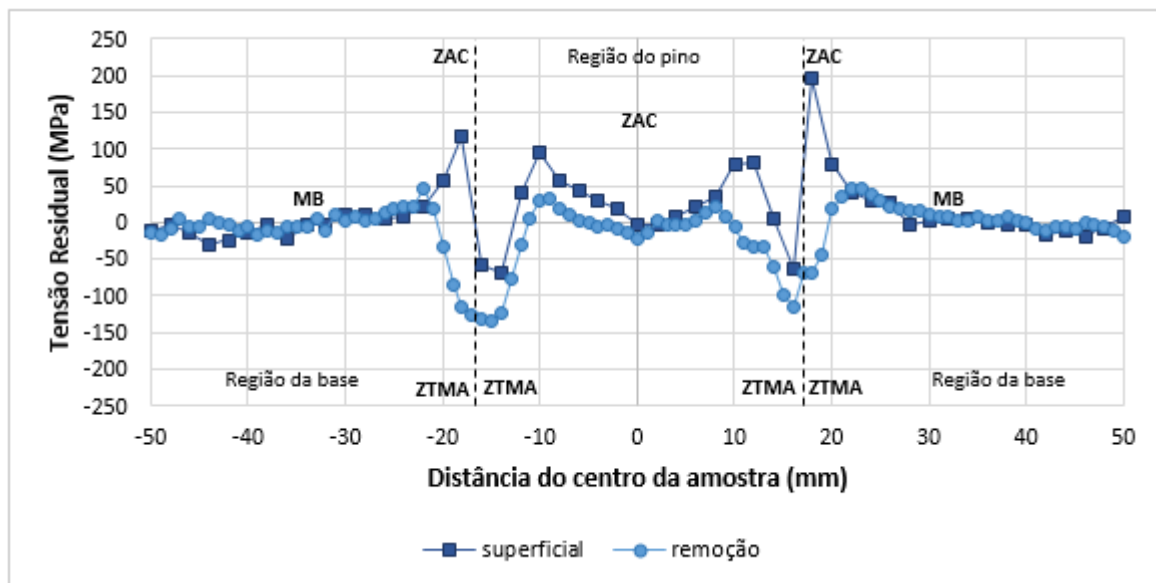
Fonte: O autor.

Figura 66: Perfis comparativos (tensões residuais x distância) de 4,6 até 7 mm abaixo da superfície para a junta soldada S200 através do método do contorno.



Fonte: O autor.

Figura 67: Comparação entre resultados das medições de tensões residuais entre o método de difração de raios X na superfície e após a remoção de camada de 1,6 mm, para amostra S200.



Fonte: O autor.

Ao comparar os resultados dos métodos DRX e MC, em geral, existe uma concordância qualitativa em termos de localização das tensões máximas e mínimas. As juntas apresentaram um perfil de tensões residuais relativamente simétrico entre os dois lados da solda. Com base nas dimensões das juntas observadas pela macroestrutura, pode-se supor que a região de valor máximo de tensão compressiva foi encontrada aproximadamente na região da interface cavidade-pino, o pico de tração próximo a região da ZAC da base e a região do material-base apresentou valores próximos a zero para ambas as técnicas. A transição da natureza das tensões de trativa para compressiva ocorreu de forma mais abrupta nas análises de DRX, enquanto nas análises de MC essa transição se deu de forma mais suave. Fica evidente, principalmente nos gráficos do CM, que a localização dos picos e vales das tensões residuais variam com a espessura da solda de acordo com o formato do pino. É possível perceber, que para as juntas S100 e S150, com o acréscimo da espessura, as tensões localizadas no centro do pino diminuem enquanto as tensões localizadas próximas à ZAC aumentam. A junta soldada S200 apresenta a mesma característica no centro da solda, porém as tensões localizadas próximas à ZAC diminuem com a espessura. Também foi possível observar que as tensões residuais mudaram notavelmente após a remoção de camadas nas medições por DRX. Em geral, as tensões residuais foram menores ou se tornaram valores compressivos. Tais

alterações nos estados de tensão residual são devido à heterogeneidade microestrutural das juntas. (LEMOS et al., 2017)

Quantitativamente, as técnicas mostraram diferenças significativas, em seus resultados, porém vale ressaltar que as análises foram realizadas em profundidades diferentes de medição e que as características desse tipo de solda variam com a espessura.

De acordo com os resultados obtidos nos mapas de tensão residual o maior pico de tensão trativa encontrada entre os diferentes parâmetros foi de 253 MPa na junta S150. Como as tensões residuais são geralmente limitadas pelo valor da resistência ao escoamento do material esse valor foi calculado. Na faixa de temperatura atingida na superfície de trabalho de uma matriz/molde de aço AISI H13 (250 e 580°C) a tensão de escoamento do material varia entre 800 a 1000 MPa (FROEHLICH, 2003). Portanto a tensão trativa máxima encontrada através do método do contorno foi de aproximadamente 28,1 % de tensão de escoamento do aço AISI H13.

De acordo com os resultados obtidos através do método de difração de raios X, o maior pico de tensão trativa encontrado entre os diferentes parâmetros foi de 216 MPa, na amostra S100, que é de aproximadamente 24% de tensão de escoamento do aço AISI H13 em temperatura de serviço. A porcentagem dos valores de tensão residual analisadas em ambos os métodos e para cada parâmetro podem ser observados na Tabela 11.

Tabela 11: Porcentagem da tensão de escoamento obtida através da medição da tensão residual de acordo com o método do contorno e o método de difração de raios-X.

Amostra	Tensão de escoamento AISI H13 (900 MPa)	
	Método do Contorno	Raios X
S100	20,1%	24%
S150	28,1%	13,3%
S200	21,6%	21,6%

Podem ser citadas algumas razões para as diferenças nos resultados entre as técnicas de medição, são elas:

(i) A restrição das medições por MMC no método de contorno e da profundidade de penetração da técnica de difração por raios X não permitiu, neste caso, que as análises ocorressem na mesma região;

(ii) O corte da junta soldada S150 próximo ao local da aplicação do MC pode ter gerado alguma alteração nas tensões locais;

(iii) A técnica de difração de raios X é capaz de capturar a variação de tensões residuais através de uma medição do espaçamento d_0 , que é facilmente afetado por transformações microestruturais, como mudanças de fase, efeitos térmicos, textura e plasticidade. Por outro lado, o método do contorno é insensível à variação da microestrutura das zonas afetadas pela soldagem (SMITH, 2017; WAN, 2017);

(iv) A técnica de difração de raios X fornece informações pontuais (locais) relacionadas as medições. Em contraste, o método de contorno fornece uma visão geral em nível macro da evolução da tensão residual na região da solda, bem como o restante da amostra em massa (SMITH, 2017).

Apesar da abordagem diferente para quantificar os níveis de tensão residual nas juntas soldadas, os resultados finais mostram um bom nível de concordância e demonstraram a natureza complementar das duas técnicas. O método de contorno é um acréscimo significativo à variedade de técnicas usadas atualmente para medir a tensão residual. As maiores vantagens, em comparação com os poucos outros métodos utilizados para medir um mapa de tensão comparável, são que é relativamente simples e barato de realizar e o equipamento necessário é amplamente disponível. (PRIME, 2004)

6 CONCLUSÃO

Neste estudo, juntas soldadas foram produzidas utilizando o processo FHPP no aço AISI H13, utilizando diferentes combinações de parâmetros de soldagem. Análises foram realizadas com o intuito de investigar as características da microestrutura, microdureza e das tensões residuais do material após o processo de soldagem.

I – Este estudo mostrou a viabilidade de soldar o aço AISI H13 através do processo FHPP, porém é necessário um estudo maior dos parâmetros de processo e a avaliação dos mesmos para se obter juntas inteiramente sem defeitos.

II – Cada parâmetro apresentou uma resposta diferente frente ao processo FHPP e após o revenimento a microestrutura foi principalmente constituída de martensita revenida em diferentes distribuições, austenita retida e bainita inferior.

III – A distribuição da dureza está ligada às mudanças microestruturais presentes na região soldada. As regiões que compõem a junta soldada apresentaram variações nos valores de dureza de acordo com os efeitos térmicos e mecânicos desenvolvidos em cada região. Na região da interface cavidade-pino, os valores de microdureza foram de aproximadamente 700 HV 0.5 e na região da ZAC de aproximadamente 350 HV 0.5, semelhantes para todos os parâmetros soldados.

IV – Os valores de tensão residual variam com a profundidade nas juntas soldadas. Enquanto a junta soldada com menor força axial (S100) apresentou as maiores tensões residuais trativas na superfície (216MPa), as juntas soldadas com maiores forças (S150 e S200) apresentaram as maiores tensões residuais trativas sub superficiais (253MPa e 195MPa).

V – O método de difração de raios X (não-destrutivo) e o método de contorno (destrutivo) mostraram concordância ao delimitar as regiões características da solda FHPP e ao identificar os locais de pico de tensão. Além disso, demonstraram a natureza complementar das duas técnicas.

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

O aço ferramenta AISI H13 é ainda um material pouco explorado em processos de soldagem por fricção. Em virtude disso, existe uma série de trabalhos investigativos a serem feitos para desvendar melhor os fenômenos envolvidos. O método do contorno, por sua vez, é considerado relativamente novo entre as técnicas de análise de tensão residual, portanto ainda deve ser profundamente estudado em busca de melhorias, principalmente na parte experimental. Com base nos resultados deste trabalho, pode-se citar como sugestões:

I – Ampliação da matriz experimental de parâmetros para que se investigue mais profundamente o efeito dos mesmos nas propriedades das juntas soldadas. Além de investigações que utilizem pinos de aço ferramenta AISI H13 recozido como material consumível.

II – Análise mais aprofundada da influência do tratamento térmico pós soldagem de duplo revenimento nas propriedades das juntas soldadas, testando diferentes tempos e temperaturas.

III – Avaliação e comparação do processo de soldagem FHPP realizado com pré-aquecimento.

IV – Avaliação detalhada das propriedades mecânicas das juntas soldadas com a realização de ensaios de tração e fadiga.

V – Comparação da soldagem FHPP para reparo de matrizes e moldes com o processo de soldagem convencional.

VI – Estudar melhorias para diminuir os erros de medição e perda de dados na parte experimental do método do contorno, como por exemplo: aprimorar a fixação no momento do corte, diminuir a velocidade de corte, ajustar a máquina MMC para medições mais próximas da superfície, etc.

VII – Comparação do método do contorno com um método de medição de tensão residual que atue na mesma profundidade de penetração, como o método de difração de nêutrons.

8 REFERÊNCIAS

American Society for Testing and Materials. **ASTM-A681** Standard Specification for Tool Steels Alloy, 2008.

American Society for Testing and Materials. **ASTM-E10** Standard Test Method for Brinell Hardness of Metallic Materials, 2018.

American Society for Testing and Materials. **ASTM-E18** Standard Test Methods for Rockwell Hardness of Metallic Materials, 2019.

American Society for Testing and Materials. **ASTM E-1426** Standard Test Method for Determining the X-Ray Elastic Constants for Use in the Measurement of Residual Stress Using X-Ray Diffraction Techniques, 2014

American Society for Testing and Materials. **ASTM-E3** Standard Practice for Preparation of Metallographic Specimens, 2017.

American Society for Testing and Materials. **ASTM-E340** Standard Test Method for Macroetching Metals and Alloys, 2015.

American Society for Testing and Materials. **ASTM-E384** Standard Test Method for Microindentation Hardness of Materials, 2017.

American Society for Testing and Materials. **ASTM-E837** Standard Test Method for Determining Residual Stresses by The Hole-Drilling Strain-Gage Method, 2013.

American Welding Society. AWS Vol. 2, Welding Handbook – **Welding Processes**. 8. ed. Miami, 1991.

American Welding Society. AWS Vol. 4, Welding Handbook – **Materials and Applications – part 2**. 8. ed. Miami, 1998.

ASM Metals Handbook, **Properties and Selection: Irons Steels and High Performance Alloys**, Vol. 1, ASM International, 1993.

ASM Metals Handbook, **Welding, Brazing and Soldering**. Vol. 6, ASM International 1993.

BAILEY, N. S., KATINAS, C., SHIN, Y.C. Laser direct deposition of AISI H13 tool steel powder with numerical modeling of solid phase transformation, hardness and residual stresses. In **Journal of Materials Processing Tech.** 247 (2017) 223-233.

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.

BOTH, G. **Caracterização e Avaliação Tribológica de Superfícies Planejadas para Resistência ao Desgaste com uso de Nitretação a Plasma e Deposição de Revestimentos por PAPVD para Aplicação em Ferramentas de Conformação a frio**. Dissertação, UFRGS, 2011.

BROWN, D. W. et al. Critical comparison of two independent measurements of residual stress in an electron-beam welded uranium cylinder: Neutron diffraction and the contour method. In: **Acta Materialia** 59 (2011) 864-873.

BUECKNER, H. The propagation of cracks and the energy of elastic deformation. In: **Transactions of the American Society of Mechanical Engineers** 80 (1958) 1225-1230.

BUZZATTI, D. T. et al. Friction Hydro Pillar Processing: Characteristics and Applications. In: **Soldagem & Inspeção** 20 (2015) 287-299.

BUZZATTI, D.T., **Avaliação da Tenacidade de Juntas Soldadas por Fricção com Pino Consumível em Aço para Amarras**. Dissertação de mestrado, Programa de Pós Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – UFRGS, Porto Alegre, 2017.

BUZZATTI, J. T. **Análise de Juntas Soldadas por Fricção Utilizando Pinos Consumíveis com Adição de Níquel em Chapas de Aço com Manganês**. Tese de mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Programa de Pós-Graduação em engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – UFRGS, Porto Alegre, 2017.

BUZZATTI, D.T., et al. Toughness properties of a friction hydro-pillar processed offshore mooring chain steel. In: **Journal of Materials Research and Technol.** 2019;8 (3): 2625-2637.

CAPELLO, E. Residual stresses in turning - Part I Influence of process parameters. In: **Journal of Materials Processing Technology** 160 (2005) 221-228.

CHEN, C. et al. A review on remanufacture of dies and moulds. In: **Journal of Cleaner Production** 64 (2014) 13-23.

CHLUDZINSKI, M., PAES, M.P., BASTIAN, F.L., STROHAECKER, T.R. Fracture toughness of friction hydro-pillar processing welding in C-Mn steel. In: **Materials and Design** 33 (2012) 340-344.

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.

CROSSLAND, B. Friction Welding: Recommended Practices for Friction Welding. In: **Contemporary Physics**, 12 (1971) 559-574.

DELANY, F. et al. Advanced joining processes for repair in nuclear power plants. In: **International Forum on Welding Technologies in Energy Engineering**, China, 2005.

ELLIS, C. R. G. **Continuous Drive Friction Welding of Mild Steel**. University Welding Research Directory, 1972.

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

FRANKEL, P., PREUSS, M., STEUWER, P., WITHERS, J., BRAY, S. Comparison of residual stresses in Ti-6Al-4V and Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo linear friction welds. In: **Materials Science and Technology** 25 (2009) 640-650.

FROEHLICH, A. R., **Tratamento superficial DUPLEX com TiN e CrN de aços ferramenta da classe AISI H13 para matrizes de injeção de ligas de alumínio.** Dissertação de doutorado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – UFRGS, Porto Alegre, 2013.

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.

HATTINGH, D.G.; WEDDERBUM, I.N; LOMBARD, H., Friction Welding Repair Techniques, In: **African Fusion**, 2009.

HATTINGH, D.G.; BULBRING, D.L.H.; ELS-BOTES, A.; JAMES, M.N., Process Parameter Influence on Performance of Friction Taper Stud welds in AISI 4140 steel. In: **Materials and Design** 32 (2011) 3421-3430.

HOSSEINZADEH, F., BOUCHARD, P. J. Mapping multiple components of the residual stress tensor in a large P91 steel pipe girth weld using a single contour cut. In: **Experimental Mechanics** 53 (2013) 171-181.

HOSSEINZADEH, F., KOWAL, J., BOUCHARD, P.J. Towards good practice guidelines for the contour method of residual stress measurement. In: **The Journal of Engineering** 2014 (2014).453-468

JHAVAR, S., PAUL, C.P., JAIN, N.K. Causes of failure and repairing options for dies and molds: A review. In: **Engineering Failure Analysis**. 34 (2013) 519-535.

JIA, et al., Crack growth behavior at thermal fatigue of H13 tool steel processed by laser surface melting. In: **International Journal of Fatigue** 78 (2015) 61-71.

JOHNSON, G. **Residual stress measurements using the contour method.** Ph.D. Dissertation, University of Manchester, School of Materials, 2008.

PRAKASH, K., SANTANU, P., SINGH, R., YAN, W. Experimental characterization of laser cladding of CPM 9V on H13 tool steel for die repair applications. In: **Journal of Manufacturing Processes** 20 (2015) 492-499.

KHAN, N.Z., SIDDIQUEE, A.N., KHAN, Z.A. **Friction Stir Welding – Dissimilar Aluminum Alloys**, CRC Press, Taylor & Francis Group, NY, 2017

KORECKI, M., OLEJNIK, J., KULA, P., WOLOWIEC, E. Best practice in heat treatment of large dies made of hot work tool steels. In: **Vacuum Technologies** 4 (2013).

KRAUSS, G. **Steels – Processing, Structure, and Performance**, 2nd Edition. ASM International, U.S., 2015.

KUMAR, N., MISHRA, R.S., BAUMANN, J.A. **Residual stresses in friction stir welding**. Edited by Butterworth-Heinemann, 2014.

LAMPMAN, S. Weld integrity and performance, **ASM International**, U.S., 1997.

LEE, J., et al. Application of direct laser metal tooling for AISI H13 tool steel. In: **Trans. Nonferrous Met. Soc. China** 19 (2009) 284-s287.

LEMOS, G.V.B. **Análise de tensões residuais em eixos automotivos de aço din 38b3 temperados por indução**. Dissertação de mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – UFRGS, Porto Alegre, 2012.

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.

LIU, C., ZHUANG, D. Internal welding residual stress measurement based on contour method. In: **Journal of Mechanical Engineering** 48 (2012) 54-59.

LIU, C., DONG, C. Internal residual stress measurement on linear friction welding of titanium alloy plates with contour method. In: **Trans. Nonferrous Met. Soc. China** 24 (2014) 1387-1392.

LIU, C., YI, X. Residual stress measurement on AA6061-T6 aluminum alloy friction stir butt welds using contour method. In: **Materials and Design** 46 (2013) 366-371.

LODINI, A. Calculation of residual stress from measured strain. In: FITZPATRICK, M.E., LODINI, A. **Analysis of Residual Stress by Diffraction using Synchrotron Radiation**. London: Taylor & Francis Group, 2003.

LÓPEZ, F. S. **Montagem e avaliação de uma máquina de solda por fricção**. Tese de mestrado, Programa de Pós Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – UFRGS, Porto Alegre, 2010.

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

LUCAS, W., Effect of Friction Pressure, Forge Pressure, and Weld Time on Joint Strength and Microstructure of Mild-Steel Friction Welds. In: **Metal Construction and British Welding Journal** 5 (1973).

MACHERAUCH, E., KLOOS, K.H., Origin, measurement and evaluation of residual stresses. In: **Proceedings of the International Conference on Residual Stress** (1987) 3- 26.

MATTEI, F. **Desenvolvimento de Equipamento para Estudo de Soldagem por Fricção**. Dissertação de mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – UFRGS, Porto Alegre, 2011.

MEINHARDT, C.P., CHLUDZINSKI, M., RIBEIRO, R.F., ROCHA, C.L.F., SANTOS, A.C.S, STROHAECKER, T.R. Evaluation of friction hydro-pillar processing welding in

duplex stainless steels (UNS S31803). In: **Journal of Materials Processing Technology** 246 (2017) 158-166.

MESQUITA, R.A., O controle da qualidade no tratamento térmico de aços ferramenta. In: **Enegep XXX** (2010).

MESSLER, R.W. **Principles of Welding: Processes, Physics, Chemistry and Metallurgy**. John Wiley & Sons Inc., New York, 1999

MEYER, A., **Friction Hydro Pillar Processing – Bonding Mechanism and Properties**. Dr.-Ing. Thesis an der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Geesthacht, 2003.

MURRAY, C. E., NOYAN, I. C. Applied and Residual Stress Determination Using X-ray Diffraction In: **Practical Residual Stress Measurement Methods**, First Edition. Edited by Gary S. Schajer. 2013 John Wiley & Sons, Ltd. Published 2013 by John Wiley & Sons, Ltd.

MURUGAN, N., NARAYANAN, R. Finite element simulation of residual stresses and their measurement by contour method. In: **Materials and Design** 30 (2009) 2067-2071.

NADCA #229/2006. **Special quality die steel & heat treatment acceptance criteria for die casting dies**. Holbrook Wheeling, IL: North American Die Casting Association—NADCA, (2006) 33.

NICHOLAS, E. D. Friction processing technologies. In: **Welding in the World** 47 (2003) 2-9.

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

PAES, M.T. P. **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, UFRJ, Rio de Janeiro, 2013.

PEÇAS, P. et al. Fostering the use of welding technology in the mould repair. In: **Building the Future by Innovation**, RPD 2006.

PERSSON, A., Strain-based approach to crack growth and thermal fatigue life of hot work tool steels. In: **Scandinavian Journal of Metallurgy** 33 (2004) 53-64.

PINHEIRO, G.A., **Local reinforcement of magnesium components by friction processing: determination of bonding mechanisms and assessment of joint properties**. GKSS-Forschungszentrum Geesthacht GmbH, 2008.

PIRES, R. R., **Efeitos da Geometria, da Força Axial e da Rotação no Reparo por Atrito**. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG, 2007

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) 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) 162-168.

PRIME, M.B. et al. Residual stress mapping in welds using the contour method. In: **Trends in welding research, proceedings of the 6th international conference** (2003) 891-896.

PRIME, M.B. et al. Laser surface contouring and spline data smoothing for residual stress measurement, In: **Experimental Mechanics** 44 (2004) 176e184.

PRIME, M.B, et al. Residual stress measurements in a thick, dissimilar aluminum-alloy friction stir weld. In: **Acta Materialia**, 54 (2006) 4013–4021.

PRIME, M.B., DEWALD, A.T. The contour method. In: Schajer, G.S. (Ed.), **Practical Residual Stress Measurement Methods**, John Wiley & Sons, Ltd, Chichester, UK, 2013.

ROBERTS, G., KRAUSS, G., KENNEDY, R., **Tool Steels**, 5th Edition, ASM International, 1998.

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

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.

SHI, L., PRICE, A.H., HUNG, W.N. Use of contour method for welding residual stress assessment. In: **Procedia Manufacturing** 26 (2018) 276-285.

SMITH, M., et al. Residual stress analysis in linear friction welded in-service Inconel 718 superalloy via neutron diffraction and contour method approaches. In: **Materials Science & Engineering A** 691 (2017) 168-179.

SUAREZ, S., SUAREZ, A.M., PRECIADO, W.T. Arc welding procedures on steels for molds and dies. In **Procedia Engineering** 100 (2015) 584-591.

SUOMINEN, L., KHURSHID, M., PARANTAINEN, J. Residual stress in welded components following post-weld treatment methods. In: **Procedia Engineering** 66 (2013) 181-191.

TELASANG, G. et al. Effect of laser parameters on microstructure and hardness of laser clad and tempered AISI H13 tool steel. In: **Surface & Coatings Technology**. 258 (2014) 1108-1118.

THOMAS, W., NICHOLAS, D., JONES, S.B., LILLY, R.H., DAWES, C.J., DOLBY, R.E., "Friction Forming", TWI Cambridge, **Patent N°.: EP 0 602 072 B1**, 1992.

THOMAS, W.M., Gas additions boost friction performances. **TWI Connect Press**. The Welding Institute, Cambridge, UK. www.twi.co.uk, 1997

THOMAS, W., NICHOLAS D., The need for gas shielding - Positive advantages for two friction processes. In: **TWI Bulletin** (1997) 84 – 88.

THOMPSON, S. **Handbook of mold, tool and die repair welding**. William Andrew Publishing, Cambridge, UK, 1999.

Tool Steels, Steel Products Manual, Iron and Steel Society, 1988.

TUSEK, J., TALJAT, B., KLOBCAR, D., 2007. How to extend the life of die-casting tools. In: **Metalurgija** 46 (2007) 67e71.

WAN, Y., et al. Weld residual stresses in a thick plate considering back chipping: Neutron diffraction, contour method and finite element simulation study. In: **Materials Science & Engineering A** 699 (2017) 62-70.

WEDDERBURN, I.N., DOUBELL, P., HATTINGH, D.G., NEWBY, M. Condition Monitoring of High Temperature, High Stress Components by Means of Core Sampling and Friction Weld Repair. In: **18th World Conference on Nondestructive Testing**, (2012) 16-20.

WOO, W., CHOO, H., PRIME, M.B., FENG, Z., CLAUSEN, B. Microstructure, texture, and residual stress in a friction stir processed AZ31B magnesium alloy. **Acta Materialia** 56 (2008) 1701–11.

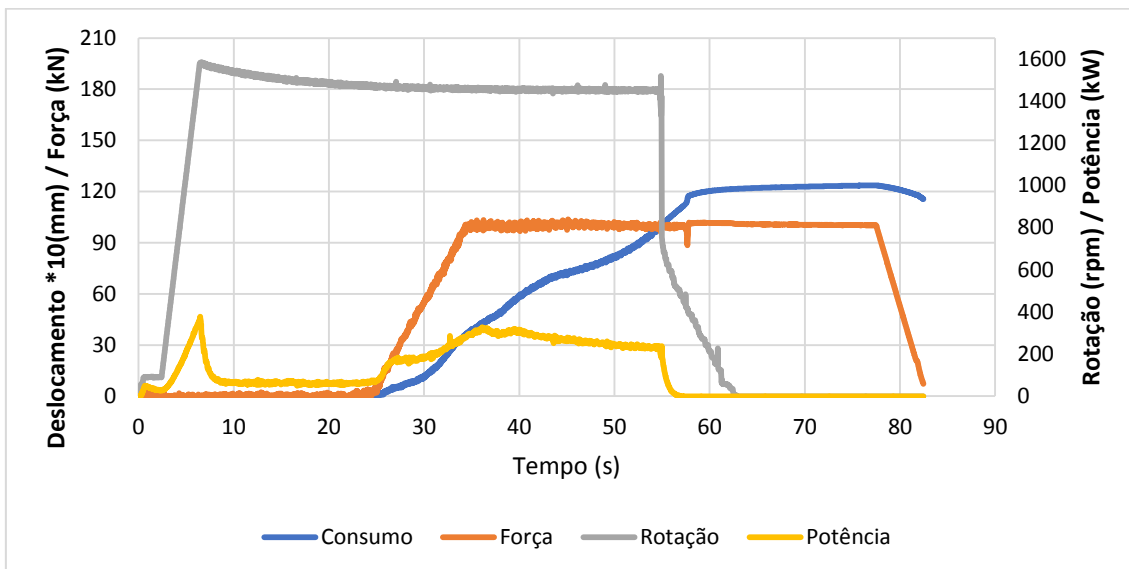
XU, Y.C., JING, H.Y., HAN, Y.D., XU, L.Y. Numerical simulation of the effects of various stud and hole configurations on hydro-pillar processing. In: **International Journal of Mechanical Sciences** 90 (2015) 44-52.

ZHANG, Y., GANGULY, S., EDWARDS, M., FITZPATRICK, E. Cross-sectional mapping of residual stresses in a VPPA weld using the contour method. In: **Acta Materialia** 52 (2004) 5225-5232.

ZINN, W., SCHOLTES, B. Residual stress formation processes during welding and joining p391-396 In: **Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel**. TOTTEN, G., HOWES, M., INOUE, T., editors, ASM International, 2002.

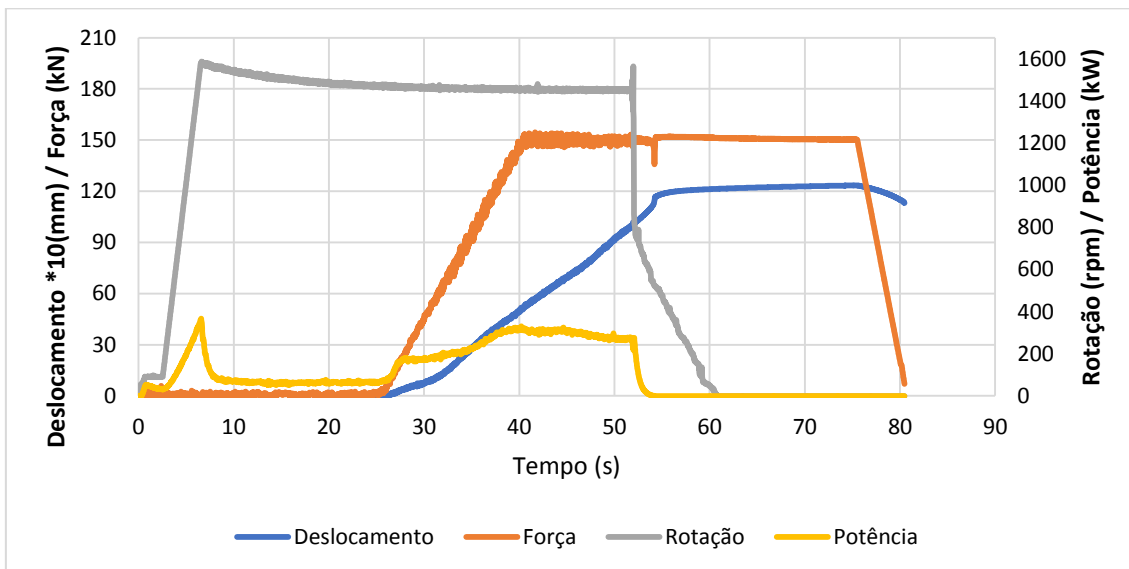
9 APÊNDICE

Figura 68: Gráfico resultante da duplicata do parâmetro de solda S100.



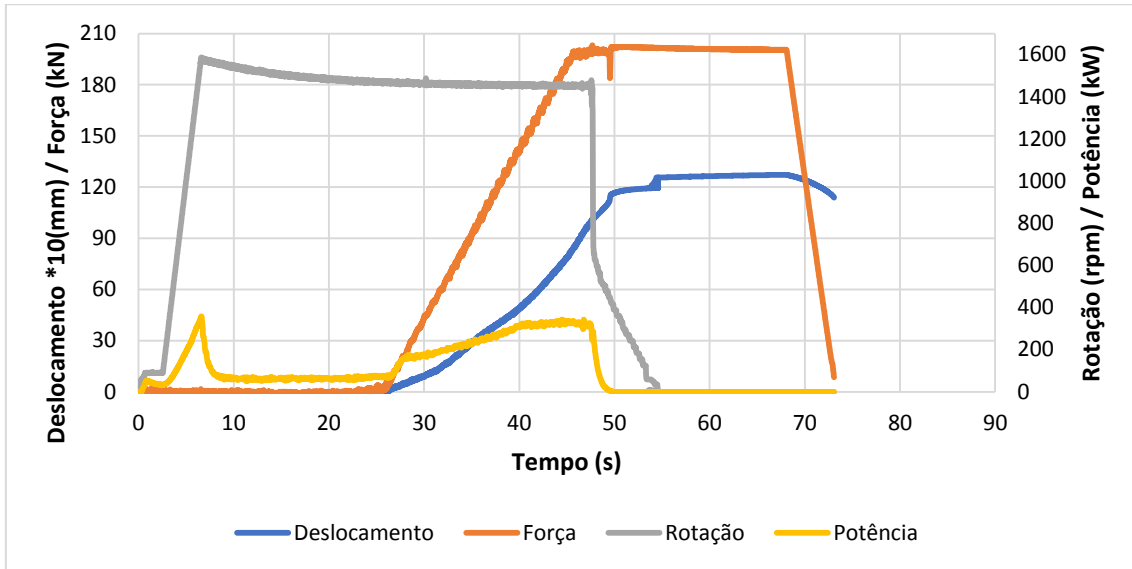
Fonte: O autor.

Figura 69: Gráfico resultante da duplicata do parâmetro de solda S150.



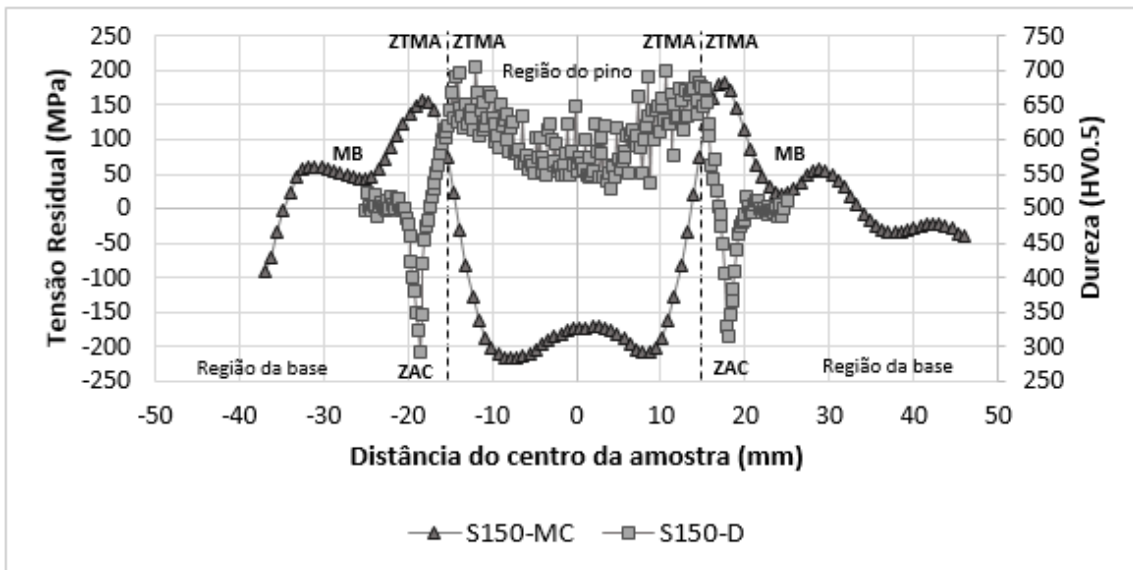
Fonte: O autor.

Figura 70: Gráfico resultante da duplicata do parâmetro de solda S200.



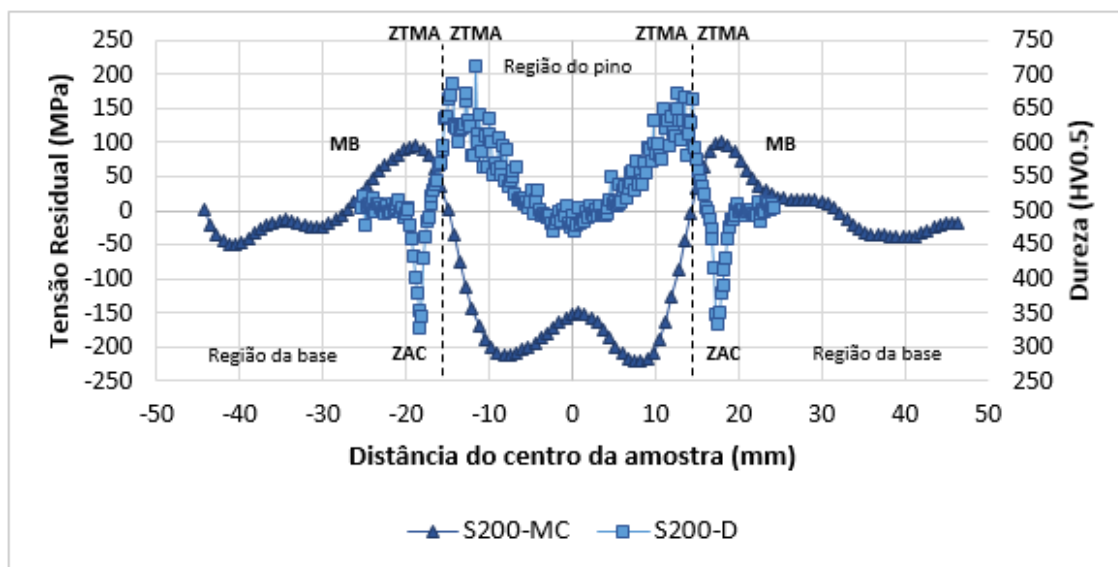
Fonte: O autor.

Figura 71: Gráfico comparativo entre os resultados de tensão residual (8mm) obtidos através do método do contorno e de microdureza (8mm) para a amostra S150.



Fonte: O autor.

Figura 72: Gráfico comparativo entre os resultados de tensão residual (8mm) obtidos através do método do contorno e de microdureza (8mm) para a amostra S200.



Fonte: O autor.