

CENTRO UNIVERSITÁRIO FEI
PATRÍCIA APARECIDA DE OLIVEIRA SILVA

**EFEITOS DOS PARÂMETROS DE SOLDAGEM POR ATRITO LINEAR
(FSW) NAS TENSÕES RESIDUAIS, MICRODUREZA E MICROESTRUTURA EM
JUNTAS DISSIMILARES DE LIGAS AA2024-T3 E AA7475-T761**

São Bernardo do Campo

2016

PATRÍCIA APARECIDA DE OLIVEIRA SILVA

EFEITOS DOS PARÂMETROS DE SOLDAGEM POR ATRITO LINEAR (FSW) NAS
TENSÕES RESIDUAIS, MICRODUREZA E MICROESTRUTURA EM JUNTAS
DISSIMILARES DE LIGAS AA2024-T3 E AA7475-T761

Dissertação de mestrado apresentada ao Centro
Universitário FEI, como parte dos requisitos
necessários para obtenção do título de mestre
em Engenharia Mecânica. Orientada pelo Prof.
Dr. Sérgio Delijaicov.

São Bernardo do Campo

2016

Silva, Patrícia Aparecida de Oliveira.

EFEITOS DOS PARÂMETROS DE SOLDAGEM POR ATRITO LINEAR (FSW) NAS TENSÕES RESIDUAIS, MICRODUREZA E MICROESTRUTURA EM JUNTAS DISSIMILARES DE LIGAS AA2024-T3 E AA7475-T761 / Patrícia Aparecida de Oliveira Silva. Sao Bernardo do Campo, 2016.

128 f. : il.

Dissertação - Centro Universitário FEI.

Orientador: Prof. Dr. Sérgio Delijaicov.

1. Soldagem por Atrito Linear. 2. AA 2024-T3. 3. AA 7475-T761. 4. Tensão Residual. 5. Planejamento Experimental. I. Delijaicov, Sérgio, orient. II. Título.

Aluno: Patrícia Aparecida de Oliveira Silva

Matrícula: 214124-0

Título do Trabalho: Efeitos dos parâmetros de soldagem por atrito linear (FSW) nas tensões residuais, microdureza e microestrutura em juntas dissimilares de ligas AA2024-T3 e AA7475-T761.

Área de Concentração: Materiais e Processos

Orientador: Prof. Dr. Sergio Delijaicov

Data da realização da defesa: 08/12/2016

ORIGINAL ASSINADA

Avaliação da Banca Examinadora:

São Bernardo do Campo, 08 / 12 / 2016.

MEMBROS DA BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Sergio Delijaicov Ass.: _____

Prof. Dr. Maurício David Martins das Neves Ass.: _____

Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha Ass.: _____

A Banca Julgadora acima-assinada atribuiu ao aluno o seguinte resultado:

APROVADO

REPROVADO

VERSÃO FINAL DA DISSERTAÇÃO

**APROVO A VERSÃO FINAL DA DISSERTAÇÃO EM QUE
FORAM INCLUÍDAS AS RECOMENDAÇÕES DA BANCA
EXAMINADORA**

Aprovação do Coordenador do Programa de Pós-graduação

Prof. Dr. Rodrigo Magnabosco

Dedico esta dissertação à Deus, ao meu incomparável marido, minha família e todos os professores que passaram pela minha trajetória e me motivaram a seguir a busca pelo conhecimento.

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador, Prof. Dr. Sergio Delijaicov, por todas as discussões enriquecedoras sobre os caminhos a seguir com o trabalho, por sua paciência e disponibilidade para desenvolvimento e atendimento.

Aos técnicos do laboratório da FEI, pelo auxílio com a preparação dos experimentos, compartilhando seu tempo e experiências profissionais.

À equipe do Laboratório de Estruturas Leves do IPT de São José dos Campos, pelo grande auxílio e compartilhamento de conhecimentos na utilização do equipamento de soldagem e tempo disponibilizado pela equipe ao projeto.

Ao meu companheiro e maior apoiador, meu marido, Fábio, por abrir mão do nosso tempo juntos, por me dar o suporte, para que eu pudesse focar neste sonho e realizá-lo.

Aos meus pais e familiares que sempre me apoiaram.

“Pensar é o trabalho mais difícil que existe.
Talvez por isso tão poucos se dediquem a ele.”

Henry Ford

RESUMO

A soldagem por atrito e mistura linear (SAL) com pino não consumível ou *Friction Stir Welding (FSW)* é um processo de soldagem de estado sólido, desenvolvido no *The Welding Institute (TWI)* em 1991 que é objeto de crescente estudo e utilização, especialmente nas indústrias aeronáutica e aeroespacial, devido à sua aplicabilidade em ligas de alumínio de alta resistência, como AA 2XXX e AA 7XXX que não são soldáveis por processos convencionais. Do ponto de vista microestrutural, a soldagem por atrito linear tem como vantagens a preservação das propriedades mecânicas do material, baixa distorção do material, preservação de elementos de liga, obtenção de grãos finos e equiaxiais, garantindo propriedades mecânicas elevadas e ductilidade. Além disso, o processo não gera fumos, não utiliza gases e consumíveis, sendo assim, superior do ponto de vista ambiental. Este trabalho apresenta os efeitos da variação dos parâmetros de soldagem nos esforços, temperatura, tensões residuais, microestrutura e microdureza Vickers para juntas dissimilares de AA2024-T3 e AA7475-T761. Os resultados experimentais mostraram que a solda por atrito linear possui uma grande faixa de estabilidade de parâmetros para resultados de temperatura e esforços desejados e que, é necessário garantir o aporte de calor satisfatório pela otimização dos parâmetros mais significativos - rotação (rpm) e avanço (mm/min) - para execução de uma solda livre de defeitos. Os perfis de microdureza indicaram o efeito da redução do tamanho de grão em direção à ZTMA, bem como o efeito da recristalização no *nugget*. Já os perfis de tensões residuais, mostraram o efeito da pressão exercida pelo ombro na zona afetada, o alívio de tensões por temperatura no núcleo e a restrição das tensões residuais as zonas afetadas pela solda.

Palavras-chave: Soldagem por Atrito Linear. AA 2024-T3. AA 7475-T761. Tensão Residual. Planejamento experimental.

ABSTRACT

Friction Stir Welding (FSW) is a solid-state welding process developed by The Welding Institute (TWI) in 1991, which is an object of research and of growing usage, especially in aerospace and aeronautics industries due to its applicability for high-strength aluminum alloys, such as AA2XXX and AA7XXX series that are not weldable by conventional means. From the microstructural standpoint, friction stir welding presents the advantage of preserving mechanical properties, obtaining a fine and equiaxed grain structure in the weld nugget, ensuring elevated mechanical strength and ductility. In addition, the process does not generate fumes, does not require shielding gas or consumable materials, which makes it environmentally superior. This study presents the effect of the welding parameters variation on the results of forces, temperature, residual stresses and Vickers microhardness of dissimilar joints of AA2024-T3 and AA7475-T761. The results obtained showed that Friction Stir Welding has a wide stability range of parameter for satisfactory results of forces and temperature, and that it is necessary to grantee a minimum heat input by properly setting the most significant parameters – rotation speed (rpm) and feed rate (mm/min) - to obtain a defect free weld joint. Microhardness' profiles showed the effect of the grain size refinement towards TMAZ as well as, the effect of recrystallization inside the nugget. Residual stresses' profiles showed the shoulder pressure effect on TMAZ and the stress relief caused by high temperatures on the nugget region.

Keywords: *Friction Stir Welding*. AA 2024-T3. AA 7475-T761. Residual stress. Design of experiments.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Esquema básico do processo de FSW	22
Figura 2 – Parâmetros de soldagem FSW	24
Figura 3 - Dimensões principais de uma ferramenta para FSW	26
Figura 4 - Ferramentas com geometrias especiais de pinos.	27
Figura 5 - Modelo para morfologia da região afetada pela solda FSW.....	28
Figura 6 – Microestrutura da Zona Termo Mecanicamente Afetada por FSW em AA7075.....	29
Figura 7 – Tamanho de grão no nugget em diferentes locais de FSW em AA7075.	30
Figura 8 - Seções de solda FSW com diferentes configurações de macroestrutura.....	31
Figura 9 – Onion rings na seção transversal de uma solda por FSW.....	32
Figura 10 – Formação de rebarbas em junta FSW	32
Figura 11 – Defeito do tipo kissing bond.	33
Figura 12 – Defeito de tunelamento em junta dissimilar de AA5083-H116 e AA6063-T6	34
Figura 13 – Diagrama de perfil de tensões residuais em uma indentação por shot peening....	42
Figura 14 – Ilustração da atuação de tensões residuais compressivas na frenagem de trincas	42
Figura 15 – Principais elementos da técnica do furo-passante	44
Figura 16 – Estados de tensão de uma chapa fina antes e depois da furação	45
Figura 17 – Roseta tipo A.....	46
Figura 18 – Variação do alívio de deformações radial e tangencial a partir da distância do centro do furo.....	47
Figura 19 – Manifestação de difração.	49
Figura 20 – Difração de raios X por dois planos de átomos.	50
Figura 21 – Esquema da técnica de um ângulo (SET).	51
Figura 22 – Impressão do teste de microdureza Vickers.....	52
Figura 23 – Planejamento composto central para três fatores.	54
Figura 24 – Esquema do posicionamento e identificação das chapas soldadas	57
Figura 25 – Dimensões da ferramenta utilizada para soldagem FSW.....	59
Figura 26 – Ferramenta utilizada para soldagem.....	60
Figura 27 – Equipamento de Friction Stir Processing.....	60
Figura 28 – Detalhe do cabeçote do equipamento.....	61
Figura 29 – Execução da soldagem	61
Figura 30 – Câmera termográfica FLIR T-450sc	62
Figura 31 – Medição de temperatura utilizando a câmera térmica.....	63

Figura 32 – Difratômetro Shimadzu XRD-7000.....	64
Figura 33 – Pontos para medição de tensão residual transversal	66
Figura 34 – Roseta colada ao longo do cordão de solda	67
Figura 35 – Disposição dos equipamentos para ensaio furo-passante	67
Figura 36 – Furação para obtenção das tensões residuais longitudinais	68
Figura 37 – Tela de inserção de dados do H-DRILL	68
Figura 38 – Microdurômetro HMV-2.....	69
Figura 39 – Microscópio Olympus BX-60.....	70
Figura 40 – Esquema de pontos de microdureza.....	71
Figura 41 – Diagrama de Pareto da variável dependente Fp.....	74
Figura 42 – Gráfico de superfície da influência das variáveis f e n na variável Fp	75
Figura 43 – Gráfico de superfície da influência das variáveis a e n na variável Fp.....	75
Figura 44 - Diagrama de Pareto da variável dependente Ff.....	76
Figura 45 - Gráfico de superfície da influência das variáveis n e f na variável Ff.....	77
Figura 46 – Gráfico de superfície da influência das variáveis n e a na variável Ff.....	77
Figura 47 - Diagrama de Pareto da variável dependente Mt.....	78
Figura 48 - Gráfico de superfície da influência das variáveis n e f na variável Mt.....	80
Figura 49 - Gráfico de superfície da influência das variáveis n e a na variável Mt	80
Figura 50 – Diagrama de Pareto da variável dependente T.....	81
Figura 51 – Gráfico de superfície da influência das variáveis f e n na variável T	82
Figura 52 – Gráfico de superfície da influência das variáveis f e a na variável T	82
Figura 53 – Diagrama de Pareto da variável dependente HV	83
Figura 54 – Gráfico de superfície da influência das variáveis f e n na dureza.....	84
Figura 55 – Gráfico de superfície da influência das variáveis a e n na dureza	84
Figura 56 – Efeito da rotação no perfil de microdurezas na zona afetada pela soldagem das chapas 17 e 22.....	85
Figura 57 – Distribuição de tensões residuais longitudinais da Chapa 3	86
Figura 58 – Distribuição das tensões residuais transversais da Chapa 22.....	87
Figura 59 – Microscopia ótica da amostra 17.....	88
Figura 60 – Núcleo da solda da amostra 17.....	89
Figura 61 – Microscopia eletrônica de varredura da seção transversal da chapa 27.....	89
Figura 62 – Espectro dos elementos de liga na zona de mistura da chapa 27	90
Figura 63 – Microscopia eletrônica de varredura da seção transversal da chapa 28.....	91

Figura 64 – Espectro dos elementos de liga na zona de mistura da chapa 28	92
Figura 65 - Microscopia eletrônica de varredura da seção transversal da chapa 25	92
Figura 66 – Espectro dos elementos de liga na zona de mistura da chapa 25	93
Figura 67 – Perfis de otimização das variáveis	94

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Comparação do limite de escoamento da Liga 2024-T861 com aços médio carbono	35
Tabela 2 – Composição química das ligas AA 2024-T3 e AA7475-T761	36
Tabela 3 – Propriedades das ligas AA 2024-T3 e AA7475-T761	37
Tabela 4 – Variáveis e níveis extraídos da revisão bibliográfica.	55
Tabela 5 – Delineamento experimental	56
Tabela 6 – Propriedades e especificações da câmera termográfica FLIR T450sc	62
Tabela 7 – Parâmetros para medição de tensão residual no difratômetro de raios X.....	65
Tabela 8 – Resultados obtidos de esforços e temperatura	73

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AA	<i>Aluminum Alloy</i>
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ANOVA	Análise de variância
ASM	<i>American Society for Metals</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CBN	Nitreto cúbico de boro
CCC	Cúbica de Corpo Centrado
CFC	Cúbica de Face Centrada
CIMM	Centro de Informação Metal Mecânica
CNC	Comando numérico computadorizado
FLIR	<i>Forward Looking Infra-Red</i>
FSW	<i>Friction Stir Welding</i>
IPT	Instituto de Pesquisas Tecnológicas
NETD	<i>Noise Equivalent Temperature Difference</i>
SAL	Soldagem por atrito linear
TMAZ	<i>Thermo-mechanically affected zone</i>
TWI	<i>The Welding Institute</i>
ZTA	Zona termicamente afetada
ZTMA	Zona termo mecanicamente afetada

LISTA DE SÍMBOLOS

f	Velocidade de avanço de solda
n	Rotação da ferramenta de solda
Fp	Força de penetração da ferramenta de solda
a	Ângulo de inclinação da ferramenta
Ff	Força de avanço da ferramenta de solda
Mt	Torque no eixo do cabeçote da máquina de solda
Dp	Diâmetro do pino
Do	Diâmetro do ombro
Cu	Cobre
Mg	Manganês
Al	Alumínio
MPa	Megapascal
Fe	Ferro
Mn	Manganês
Si	Silício
%	Porcentagem
Cr	Crômio
Ti	Titânio
Zn	Zinco
HV	Dureza Vickers
GPa	Gigapascal
°C	Graus Celsius
mm	Milímetros
°	Graus
σ_x	Tensão longitudinal
P	Ponto do estado de tensão inicial
R	Coordenada radial do ponto P
α	Coordenada angular do ponto P
σ_r'	Tensão inicial no sentido de r
σ_θ'	Tensão inicial no sentido de θ
$\tau_{r\theta}'$	Tensão total inicial no ponto P
σ_r''	Tensão após furação no sentido de r
σ_θ''	Tensão após furação no sentido de θ
$\tau_{r\theta}''$	Tensão após furação no ponto P
r	Relação entre o raio do furo e o centro do raio
R_0	Raio do furo para alívio de tensões
R	Raio arbitrário no centro do furo
ε_r	Deformação radial após alívio de tensões
ε_θ	Deformação angular após alívio de tensões
A	Coefficiente para cálculo das deformações

B	Coeficiente para cálculo das deformações
C	Coeficiente para cálculo das deformações
ν	Coeficiente de Poisson
E	Módulo de elasticidade
σ_2	Tensão transversal
ϵ_1	Deformação principal máxima
ϵ_2	Deformação principal média
ϵ_3	Deformação principal mínima
$\sigma_{m\acute{a}x}$	Tensão máxima
$\sigma_{m\acute{i}n}$	Tensão mínima
λ	Comprimento de onda
d_{hkl}	Espaçamento interplanar
θ	Ângulo de incidência do feixe de raios X
N	Número de comprimentos de onda
σ_ϕ	Tensão residual medida por difração
ψ	Ângulo em relação à normal
kgf	Quilograma força
s	Segundos
P	Carga aplicada no ensaio de microdureza
d	Diagonal média da pirâmide do ensaio Vickers
min	Minutos
k	Número de fatores do planejamento experimental
n_{fat}	Número de coordenadas da parte fatorial do planejamento experimental
n_{ax}	Número de coordenadas da parte em estrela do planejamento experimental
n_{centr}	Número de ensaios realizados no ponto central
rpm	Rotações por minuto
kW	Quilowatt
kN	Quilonewton
μm	Micrômetro
mK	Milikelvin
ms	Milissegundos
Hz	Hertz
$^{\circ}\text{F}$	Graus Fahrenheit
kV	Quilovolt
mA	Miliampère
kg	Quilograma
N	Newton
m	Metro
p	Significância estimada
o	Função otimização

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	18
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	22
2.1	Soldagem por atrito e mistura linear	22
2.1.1	Parâmetros	23
2.1.2	Ferramenta de soldagem.....	25
2.1.3	Zona afetadas pela soldagem.....	28
2.1.4	Defeitos de soldagem.....	31
2.2	Ligas de alumínio da série AA	34
2.2.1	Propriedades das ligas AA2024-T3 e AA7475-T761	35
2.2.2	Tratamento térmico.....	37
2.2.2.1	Têmperas	37
2.2.2.1.1	Têmperas “T”	38
2.2.2.1.2	Têmperas “H”	39
2.2.2.1.3	Têmperas “F”, “O”, “W”	40
2.3	Tensão residual	40
2.3.1	Aplicação de tensões residuais	41
2.3.2	Métodos de medição de tensões residuais	42
2.3.2.1	Métodos destrutivos e semi-destrutivos	43
2.3.2.1.1	Furo-passante.....	43
2.3.2.2	Não destrutivos	48
2.3.2.2.1	Difração de raios X.....	48
2.4	Microdureza	52
2.5	Delineamento experimental	53
3	METODOLOGIA	55
3.1	Planejamento Experimental	55
3.2	Execução da soldagem	56
3.2.1	Material de base.....	57
3.2.2	Ferramenta	58
3.2.3	Máquina	60
3.3	Medição de temperatura	62

3.4	Medição de tensão residual transversal	64
3.4.1	Máquinas e equipamentos	64
3.4.2	Método de medição	65
3.5	Medição da tensão residual longitudinal	66
3.6	Medição de dureza por microindentação	69
3.6.1	Preparação das amostras	69
3.6.2	Máquinas e equipamentos	69
3.6.3	Método de medição	70
3.6.4	Microscopias ótica e eletrônica de varredura	71
3.6.5	Máquinas e equipamentos	71
3.6.5.1	Preparação das amostras	72
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	73
4.1	Resultados	73
4.1.1	Força axial ou de penetração (Fp)	74
4.1.2	Força de avanço (Ff).....	76
4.1.3	Torque (Mt)	78
4.1.4	Temperatura (T).....	81
4.1.5	Microdureza.....	83
4.1.6	Tensões residuais longitudinal e transversal	85
4.1.7	Microscopia Ótica.....	87
4.1.8	Microscopia eletrônica de varredura	89
4.2	Otimização das variáveis	93
4.3	Discussões	95
5	CONCLUSÕES	100
	REFERÊNCIAS	102
	APÊNDICE A – Desenho detalhado da ferramenta de soldagem	107
	APÊNDICE B - Perfis de tensões residuais transversais na zona afetada pela solda	109

APÊNDICE C – Perfil da tensão residual transversal por toda a extensão da chapa 17	118
APÊNDICE D – Perfis de microdureza Vickers na zona afetada pela solda	120

1 INTRODUÇÃO

O processo de soldagem por atrito e mistura linear (SAL) com pino não consumível, ou *Friction Stir Welding* (FSW) é um processo de soldagem executado no estado sólido que foi desenvolvido pelo *The Welding Institute* (TWI) em 1991 no Reino Unido e que vem sendo amplamente estudado em consequência da aplicabilidade, especialmente em ligas de baixa soldabilidade como Al, Mg e Cu.

O FSW é ideal para soldagem de ligas de baixo ponto de fusão, como as ligas de alumínio das séries 2XXX e 7XXX, uma vez que soldá-las por técnicas convencionais por fusão gera grande perda das propriedades mecânicas, além da formação de trincas de solidificação, fratura frágil e formação de óxido de zinco (MATHERS, 2002). Tais ligas são largamente utilizadas na aviação em razão da sua alta resistência combinada com baixa densidade, além de boas propriedades de resistência à fadiga, como no caso da série 2XXX.

Em razão da dificuldade de soldagem, as ligas de alumínio de uso aeroespacial são na maioria das vezes rebitadas, que é um processo bastante eficiente para suportar cargas de tração, mas não para solicitações mais complexas como as que ocorrem na fuselagem de uma aeronave. Estes componentes são fabricados de liga AA 2XXX, que está a cargas de cisalhamento devido às forças externas transversais e torcionais, além da pressurização da cabine e cargas axiais nas longarinas confeccionadas tipicamente de AA 7XXX (GENICOLO, 2007). Tendo em vista as desvantagens da rebitagem e possibilidade da utilização do método de soldagem por atrito linear (FSW), uma crescente onda de pesquisas tem alavancado suas possibilidades de uso na indústria em geral.

Widener (2006) comparou a eficiência entre juntas soldadas por FSW e rebitadas ao efetuar o teste de tração e compressão em dois painéis idênticos formados por AA7075-T6 e AA2024-T3. Observou as seguintes vantagens para a soldagem por atrito linear:

Quanto aos limites de tensão:

- a) houve aumento de dez por cento na tensão limite de ruptura;
- b) houve aumento de quarenta e um por cento no alongamento total.

Quanto à compressão:

- a) os esforços suportados foram equivalentes aos painéis rebitados;
- b) painéis unidos por FSW continuam a se deformar após a falha, enquanto os rebitados falham catastróficamente.

Quanto ao cisalhamento:

- a) houve oito por cento de aumento na tensão limite de ruptura comparado aos rebites;
- b) os painéis unidos por FSW são capazes de dissipar energia de deformação de forma menos abrupta que os painéis unidos por rebites, mantendo suporte a carga enquanto sujeito a danos nas longarinas.

Do ponto de vista metalúrgico, o processo de FSW gera baixa distorção no material de base, garante a estabilidade dimensional das peças, preserva os elementos de liga dos materiais, mantém as propriedades mecânicas do material de base, gera uma microestrutura recristalizada de grãos finos, evita trincas por solidificação, além de possibilitar a soldagem de todos os tipos de ligas de alumínio. Ambientalmente, é um processo ecologicamente correto, pois, é executado com ausência de gases, consumíveis e fumos, como gerados pela soldagem convencional. Possibilita substituir elementos singulares de fixação, gerando redução de peso e consequente economia de combustível em aplicações aeronáuticas e automotivas (MISHRA e MAHONEY, 2007).

Em razão dos benefícios apresentados e a grande aplicabilidade do processo, diversos pesquisadores abordaram o tema, especialmente em materiais dissimilares que representam grande desafio e demanda da indústria aeronáutica. A análise mecânica e microestrutural da união de chapas AA 2024-T3 e AA 7075-T6 por FSW mostrou que (CAVALIERE, NOBILE, *et al.*, 2006):

- a) a presença de uma estrutura recristalizada de grãos notavelmente mais finos do que os grãos do material de base original que são mecanicamente transformados em uma estrutura refinada de grãos equiaxiais no centro da solda;
- b) o limite de resistência à tração da junta fica próximo ao limite do material de base menos resistente;
- c) há uma diminuição no limite de resistência à fadiga;
- d) a superfície de fratura à tração é caracterizada por um mecanismo dúctil.

Os parâmetros do processo são extremamente influentes nas propriedades mecânicas e microestruturais obtidas, pois influenciam diretamente na obtenção de uma solda livre de defeitos e com penetração desejável. As propriedades dos materiais de base e das ferramentas de soldagem ditam a escolha dos parâmetros. Constata-se que materiais com baixos limites de ruptura, dureza e alta ductilidade são mais fáceis de serem soldados por FSW. O limite de escoamento, ductilidade e dureza das ligas de alumínio exerce grande influência na qualidade

da junta de solda e podem ser estabelecidas relações empíricas para determinar-se os parâmetros de soldagem que produzem juntas sem defeitos de acordo com as propriedades do material de base. (BALASUBRAMANIAN, 2008)

A otimização dos parâmetros de soldagem, incluindo a geometria e posicionamento da ferramenta, é objeto de diversos estudos a fim de obter-se valores de limites de tensões e de fadiga próximos ao dos materiais de base. Na soldagem de chapas de AA2024-T3 e AA7075-T6, dentro dos parâmetros otimizados de rotação de 1600 rpm e avanço de 120 mm/min, apenas variando o deslocamento do centro da ferramenta em relação à linha da junta, observou-se que o valor do limite de tensão de ruptura aumenta, conforme aumenta-se o deslocamento da ferramenta e chega em seu máximo com o deslocamento em 1 mm em reação à linha da junta - acima deste deslocamento há queda nesta propriedade. O mesmo comportamento ocorre na vida em fadiga da junta soldada (CAVALIERE *et al.*, 2006).

Quanto às tensões residuais obtidas na solda dissimilar de ligas de alumínio AA 5086 e AA 6061, observou-se longitudinalmente valores próximos de zero na zona de mistura ou centro da solda e valores mais altos na zona termo afetada, já transversalmente foi possível verificar que houve valores compressivos na zona de mistura (AVAL *et al.*, 2012).

Além da aplicabilidade na indústria aeroespacial, a soldagem por atrito e mistura linear também tem uso crescente na indústria automotiva devido a sua versatilidade na soldagem de materiais dissimilares, chapas de espessuras finas – que podem ser perfuradas por soldagem por fusão - e ao crescente uso de alumínio em automóveis para diminuição de peso e consequente economia de combustível. O estudo do uso de FSW nesta área iniciou-se em painéis de porta estampados em 1998 por um grupo do TWI patrocinado pelas empresas BMW, DaimlerChrysler, EWI, Ford, General Motors, Rover, Tower *Automotive* e Volvo (THOMAS *et al.*, 2006).

São exemplos de FSW na indústria automotiva:

- a) console central do Ford GT é uma parte estrutural que reforça o chassi e também abriga o tanque de combustível e que é soldado desde 2005 por FSW;
- b) braços de suspensão do *Lincoln Town Car* na versão estendida, que é uma modificação onde são adicionados eixos traseiros para carga pesada na suspensão convencional do veículo. O processo de FSW solda simultaneamente os eixos dos dois lados e proporciona excelentes propriedades de resistência à fadiga;
- c) a desenvolvedora de processos, Sapa elaborou um protótipo de berço de motor soldado por FSW que reduziu o peso desta estrutura de 23 kg para 16 kg;

- d) a Mazda no Japão utiliza FSW nos portas traseiras e capuz do RX-8, que possui uma estrutura para absorção de impactos que melhora a segurança para pedestres em caso de atropelamento. O FSW neste caso, evita respingos e reduz significativamente o consumo de energia em comparação com solda a ponto por resistência elétrica (BAKEWELL, 2016);
- e) a nova versão da caminhonete F-150 da Ford lançada em 2015 possui toda a carroceria em alumínio, exceto pela proteção contra incêndio e utiliza de métodos de união como adesivos tecnológicos e FSW. A utilização do alumínio permitiu a redução de 60 kg na carroceria e consequente aplicação de motores menores, redução de consumo de combustível e de emissões (VANCE, 2015).

Tendo em vista o grande potencial de aplicabilidade do FSW, além de sua utilização em aplicações estruturais de alta sollicitação, o presente estudo realiza uma análise da relação entre os parâmetros de soldagem e os resultados de tensões residuais, microdureza, esforços e temperaturas utilizando do planejamento experimental e ferramentas estatísticas. O objetivo é dividido em duas etapas:

- a) correlação dos resultados de força de penetração, força axial, torque e temperatura com os parâmetros variáveis do processo como, rotação, avanço de soldagem e ângulo da ferramenta, buscando os parâmetros mais significativos do processo;
- b) análise das tensões residuais transversais, longitudinais, microdureza, microestrutura das juntas soldadas e de suas correlações com a temperatura e variação dos parâmetros mais significativos do processo, buscando a otimização do mesmo.

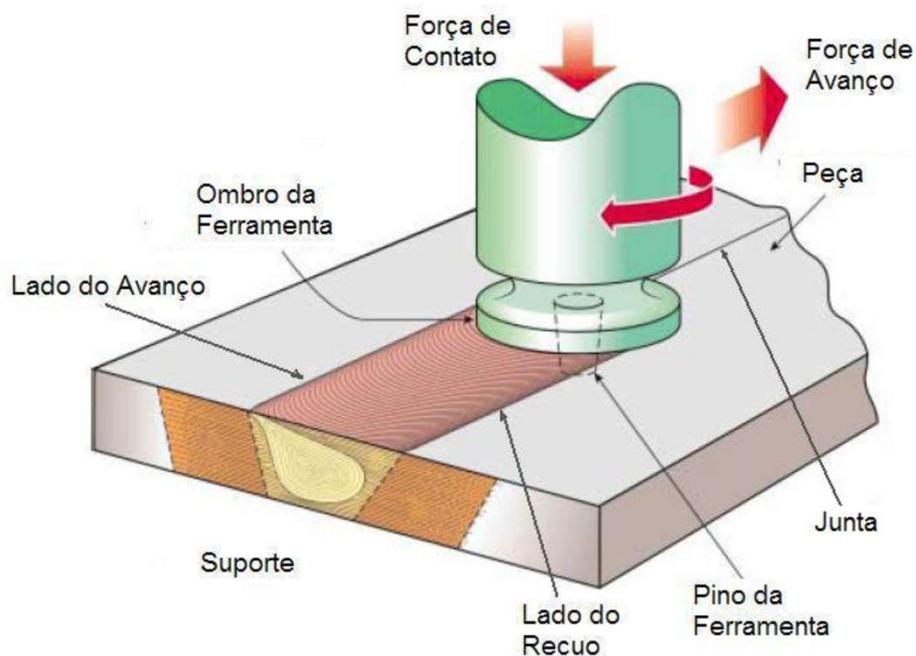
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O capítulo de revisão bibliográfica aborda as principais características do processo de FSW, os parâmetros e seus papéis no processo, além de, uma revisão teórica das técnicas utilizadas para análise das amostras.

2.1 Soldagem por atrito e mistura linear

A soldagem por atrito e mistura linear (SAL) com pino não consumível, ou *Friction Stir Welding* (FSW) é uma técnica de soldagem baseada no movimento rotativo entre uma ferramenta e o material de base, que leva à criação de uma região plastificada no mesmo pelo aquecimento gerado pelo atrito. O avanço da ferramenta e o movimento rotativo relativo entre a ferramenta e o material de base permitem que o material plastificado se consolide garantindo a execução da solda (THOMAS, 1991). O esquema básico do processo pode ser visto na Figura 1.

Figura 1 – Esquema básico do processo de FSW



Fonte: HILLER, 2007

É importante notar que, o calor causado pelo atrito entre ombro da ferramenta e o material de base resulta em um aquecimento localizado intenso que não chega a fundir as peças,

mas auxilia na deformação plástica no material em torno da ferramenta. A ferramenta rotativa se move ao longo das chapas misturando e transferindo o material amolecido ao seu redor para a formação da junta. O material plastificado é pressionado pelo ombro da ferramenta que evita que o material saia pela superfície, assim as chapas são misturadas mecanicamente em uma condição de deformação severa durante o processo.

2.1.1 Parâmetros

O processo de FSW é realizado utilizando máquinas CNC que possibilitam o controle dos principais parâmetros que influenciam nas propriedades finais da junta soldada.

Os parâmetros como, rotação da ferramenta, velocidade de avanço ao longo da junta, força vertical sobre a ferramenta, ângulo de inclinação da ferramenta, penetração da ferramenta na junta e geometria da ferramenta são variáveis independentes que podem ser controladas durante o processo (NADAN, DEBROY e BHADESHIA, 2008).

A velocidade de avanço (f) ou velocidade de soldagem é a distância percorrida pela ferramenta em um espaço de tempo ao longo do cordão de solda, sua unidade é representada por mm/min, ela é responsável juntamente com o parâmetro de rotação da ferramenta pela geração de calor necessária ao processo. Baixas velocidades de avanço proporcionam uma maior geração de calor por unidade de comprimento da solda, já que a ferramenta fica mais tempo na região e altas velocidades levam a uma menor geração de calor (OLIVIECKI e BESKOW, 2013).

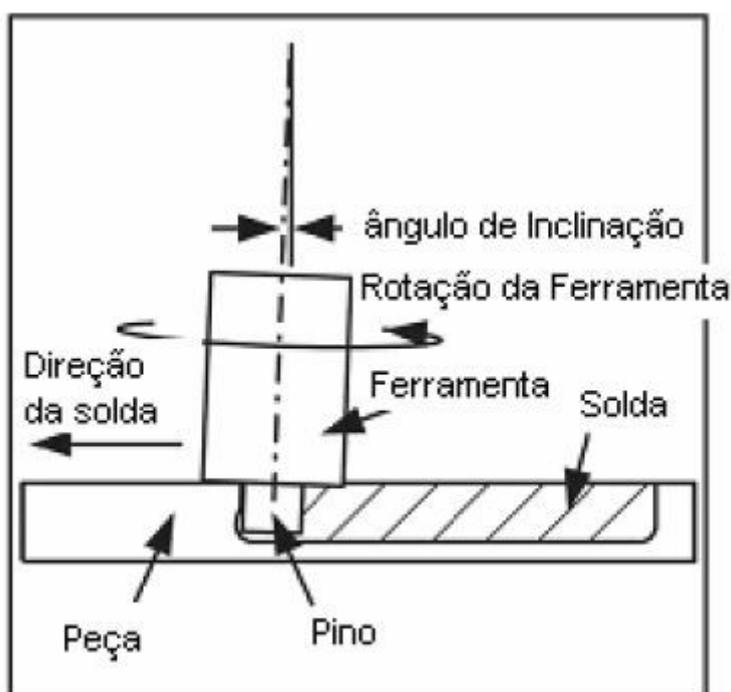
A rotação da ferramenta (n) é a quantidade de rotações por minuto da ferramenta de soldagem e sua unidade é representada por rpm. Este parâmetro é diretamente ligado à geração de calor e aumento da temperatura, uma vez que, o atrito da ferramenta com o material de base aumenta com o aumento da rotação da ferramenta e conseqüentemente, atinge-se uma maior temperatura. A rotação da ferramenta (n) é responsável também pela mistura do material ao redor do pino, fazendo o mesmo escoar da parte frontal para a parte posterior da ferramenta (MISHRA e MA, 2005).

A força vertical sobre a ferramenta, ou força de penetração ou ainda força vertical de forjamento (F_p) é um parâmetro que influencia diretamente no aporte de calor do processo e na formação de defeitos na junta soldada. O ideal é que esta força seja tratada como uma variável independente e para isso é necessário que o equipamento tenha um controle ativo na aplicação de força, pois sua oscilação no processo pode levar a perda de qualidade da junta e formação

de defeitos de superfície, como por exemplo, o aparecimento de rebarbas e ocasionar a redução da seção transversal da junta soldada (CRUZ, 2009).

O ângulo de inclinação da ferramenta (α) vem do inglês *tilt angle* e representa o ângulo formado entre o eixo ferramenta e o eixo do cabeçote. O ângulo de inclinação auxilia na movimentação do material da frente para trás do pino e também na consolidação do material plastificado, devido à maior pressão existente nessa região. Na Figura 2 é possível observar o ângulo de inclinação e outros parâmetros do processo FSW (CERVEIRA, 2008).

Figura 2 – Parâmetros de soldagem FSW



Fonte: CERVEIRA, 2008

A penetração da ferramenta representa a profundidade que o ombro da ferramenta penetra no material a ser soldado, que por sua vez, depende da espessura da chapa, da geometria e comprimento do pino, bem como do ângulo de inclinação adotado. Este parâmetro define a pressão que é exercida sobre o material durante o processo de solda. Caso o pino seja excessivamente comprido, o ombro da ferramenta apresenta pouco contato com a chapa a ser soldada, o que diminui a temperatura de soldagem e reduz a pressão na parte posterior do ombro sobre a chapa, resultando em soldagens defeituosas (ZHU e CHAO, 2004).

A geometria da ferramenta é um dos fatores de maior influência no desenvolvimento do processo e é tratada separadamente no capítulo 2.1.2.

Dentre os parâmetros apresentados, este trabalho adotou os parâmetros de rotação (n), avanço da ferramenta (f) e ângulo de inclinação (α) como variáveis independentes a serem controladas durante o processo. A geometria da ferramenta foi mantida constante, sendo utilizada apenas uma ferramenta para execução de todos os cordões de solda. As forças, axial (F_f) e vertical (F_p), assim como o torque (M_t), foram tratadas como variáveis dependentes.

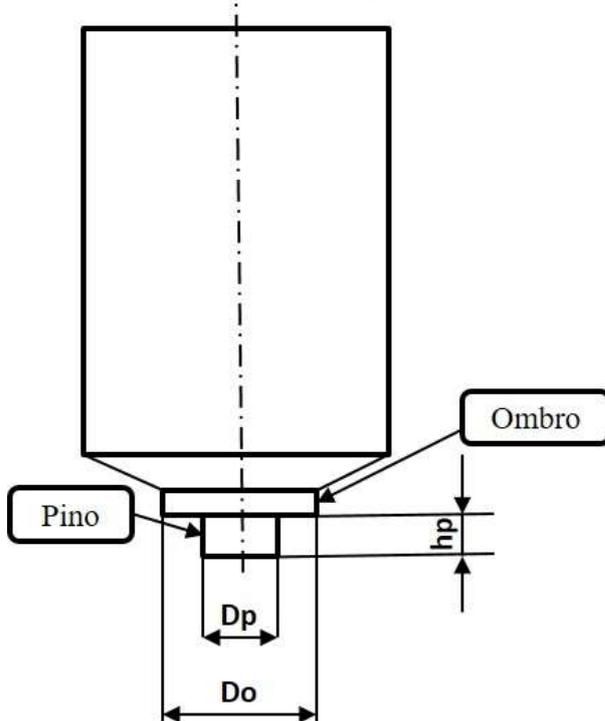
2.1.2 Ferramenta de soldagem

A geometria da ferramenta utilizada no processo se divide em duas partes: o pino e o ombro. O pino, onde o diâmetro (D_p) é da mesma ordem da espessura das chapas, interpõe-se às peças, gera calor pelo atrito e trabalha mecanicamente o material. O ombro, de diâmetro (D_o) de cerca de três vezes o diâmetro do pino (D_p) (HILLER, 2007), possui como função principal não permitir que o material escape da junta, além de gerar uma parte do calor necessário para o processo. O ombro trabalha no mesmo plano dos materiais a serem unidos e restringe o material deformado às dimensões do material de base, pois, mantém a pressão que consolida a junta (GENICOLO, 2007).

É a ferramenta rotativa que aquece o material por uma combinação de fricção e trabalho plástico de deformação em temperaturas próximas, porém inferiores, ao ponto de fusão dos materiais de base (NORMAN, BROUGH e PRANGNELL, 2000).

A disposição básica de uma ferramenta para FSW é apresentada na Figura 3.

Figura 3 - Dimensões principais de uma ferramenta para FSW



Fonte: Autor, 2016

As ferramentas utilizadas no FSW são um fator crítico de sucesso para uma junção perfeita e com elevada produtividade. Estudos demonstram que as variáveis de concepção envolvidas na construção de cada uma delas, tais como materiais, geometria, dimensões e tipos de revestimentos, são função do tipo de junta a ser unida, dos parâmetros do processo utilizados e até do equipamento empregado (CERVEIRA, 2008).

O fluxo plástico dos materiais durante a soldagem é complexo e depende do projeto da ferramenta, onde a maior parte da deformação plástica ocorre pelo cisalhamento do material no seu entorno (NORMAN, BROUGH e PRANGNELL, 2000). A fim de melhorar o fluxo do material no processo é possível o desenvolvimento de diversos tipos de pinos, roscados, cônicos, que podem ser visualizados na Figura 4 (BURFORD, GIMENEZ e BOLDSAUKHAN, 2010).

Figura 4 - Ferramentas com geometrias especiais de pinos.



Fonte: BURFORD, 2000, p.14

A severidade do processo do FSW em termos de esforços impõe cuidados na escolha do material para a construção das ferramentas, onde determinadas características devem ser reunidas. Idealmente, o material da ferramenta deve possuir as seguintes propriedades (MISHRA e MAHONEY, 2007):

- a) limite de escoamento em compressão em altas temperaturas superior as tensões causadas pelas forças normais de forjamento exercidas na ferramenta;
- b) boa resistência mecânica, estabilidade dimensional e resistência à fluência;
- c) boa resistência à fadiga térmica a fim de resistir ciclos de aquecimento e resfriamento;
- d) não reagir de forma danosa com o material de base a ser soldada;
- e) boa tenacidade à fratura a fim de resistir ao dano causado pelo aprofundamento da ferramenta no material de base;
- f) baixo coeficiente de expansão térmica entre o pino e o ombro – quando feitos de materiais diferentes – a fim de reduzir as tensões induzidas termicamente;
- g) boa usinabilidade a fim de facilitar a fabricação de formas complexas de ombro e pino;
- h) baixo custo de aquisição para viabilizar o processo.

Um material utilizado para esta aplicação é o CBN, nitrato cúbico de boro, um material cerâmico de alta dureza e boa condutividade térmica (CERVEIRA, 2008).

Para soldagem de materiais de alta resistência mecânica utiliza-se também, materiais alternativos como ligas de titânio, tungstênio, Inconel, Nimonic ou mesmo aços com revestimento cerâmico (ROSATO JR., 2003).

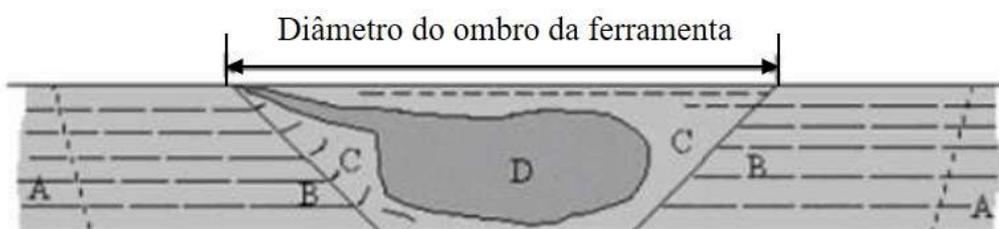
As ferramentas para FSW devem ser desenvolvidas de modo a permitir uma vida útil de até 1000 m de solda executados com 5 mm de largura do cordão (CERVEIRA, 2008).

2.1.3 Zona afetadas pela soldagem

Resultados de macro e micrografias de materiais soldados por FSW mostram que este processo é mais complexo que aqueles soldados por processos convencionais de fusão.

Um dos principais modelos sugeridos para morfologia da região afetada pela solda FSW foi o de Threadgill (1999) apresentado na Figura 5 (idealizado para soldagem FSW de ligas de alumínio e adotado pelo TWI – *The Welding Institute*):

Figura 5 - Modelo para morfologia da região afetada pela solda FSW



Fonte: Threadgill, 1999

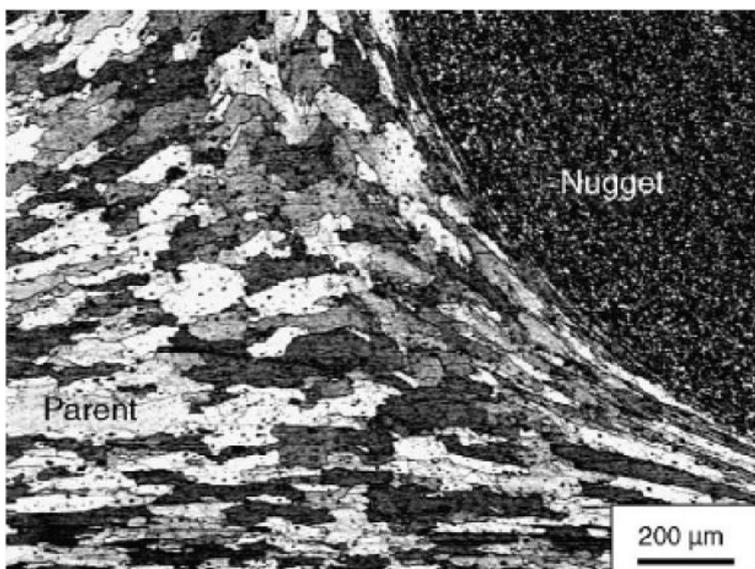
- A - Material não afetado – Material de base;
- B - Zona Termicamente Afetada – ZTA;
- C - Zona Termo Mecanicamente Afetada - ZTMA (plasticamente deformada, com algumas áreas experimentando recristalização parcial);
- D - Núcleo da Solda (recristalizado dinamicamente) – *Nugget*.

A secção transversal na região soldada é tipicamente dividida em quatro áreas distintas:

- a) a zona A afastada da solda, representa o material não afetado pelo processo de soldagem;

- b) a zona B descrita como a ZTA (Zona Termicamente Afetada), apresenta degradação térmica, mas não é plasticamente deformada, ou seja, nesta região as propriedades e microestrutura do material são afetadas pelo ciclo térmico imposto pelo processo, embora não haja nenhuma deformação mecânica. Nesta região a dureza de ligas envelhecidas ou endurecidas decresce rapidamente conforme se aproxima do centro da solda;
- c) a zona C é parte da ZTMA (Zona Termo Mecanicamente Afetada) que é a área de contato do ombro, onde existe zona de deformação com grande área e pouca profundidade. Os efeitos do ciclo térmico são mais pronunciados, uma vez que as temperaturas atingidas durante a soldagem são mais elevadas e é provável que estas sejam suficientes para dissolver a maior parte dos precipitados. O material experimenta significativa deformação mecânica, como mostrado na Figura 6 pela orientação das estruturas laminadas do material de base, nas quais os grãos alongados podem ser reorientados em até 90°. Contudo, há pouca evidência da recristalização, embora alguns grãos equiaxiais sejam formados nas regiões mais quentes. No resfriamento há um aumento da dureza nas ligas tratáveis termicamente nas regiões mais quentes, possivelmente devido a precipitação;

Figura 6 – Microestrutura da Zona Termo Mecanicamente Afetada por FSW em AA7075.

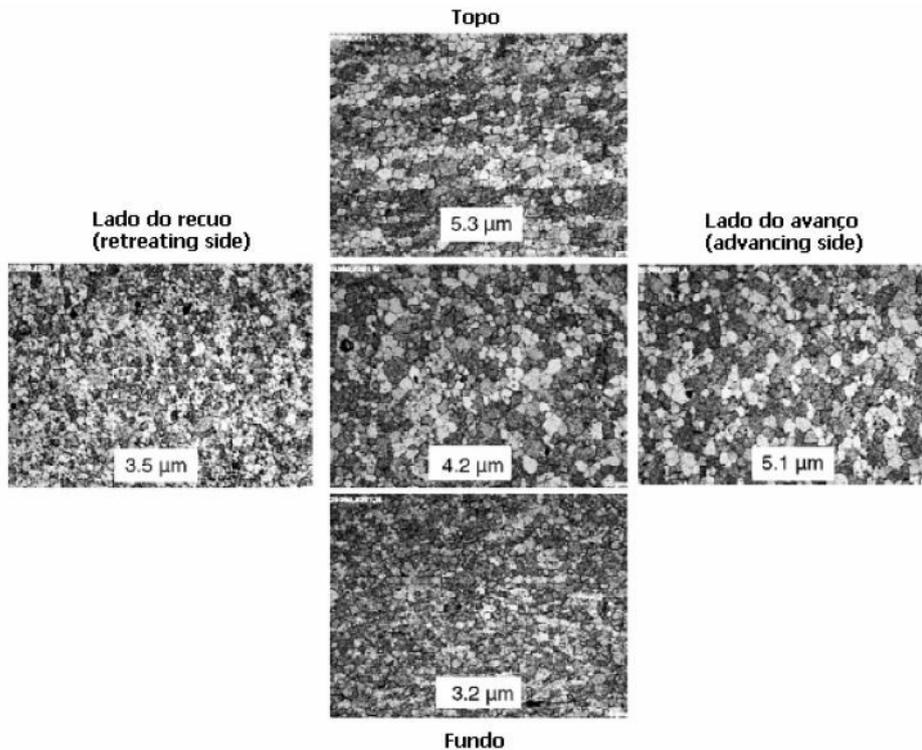


Fonte: (MISHRA e MAHONEY, 2007)

- d) a zona D é o núcleo da solda ou zona de mistura, também conhecida como *nugget*, próxima ao local de passagem do pino, que é uma parte restrita da ZTMA, onde

normalmente existem grãos finos recristalizados. A fronteira entre o núcleo e o resto da ZTMA é, em geral, razoavelmente identificável por microscopia ótica, entretanto, quando utilizadas grandes ampliações a identificação pode ser mais difícil. A microestrutura do *Nugget* sempre consiste de grãos equiaxiais muito finos, tipicamente da ordem de 2 a 5 microns de diâmetro, como pode ser visualizado na Figura 7 (MISHRA e MAHONEY, 2007). A temperatura atingida nesta região para o alumínio é tal que qualquer precipitado é dissolvido, e em ligas que contêm grandes partículas de inclusões intermetálicas, estas são quebradas e finamente dissolvidas devido à intensa deformação cisalhante.

Figura 7 – Tamanho de grão no *nugget* em diferentes locais de FSW em AA7075.



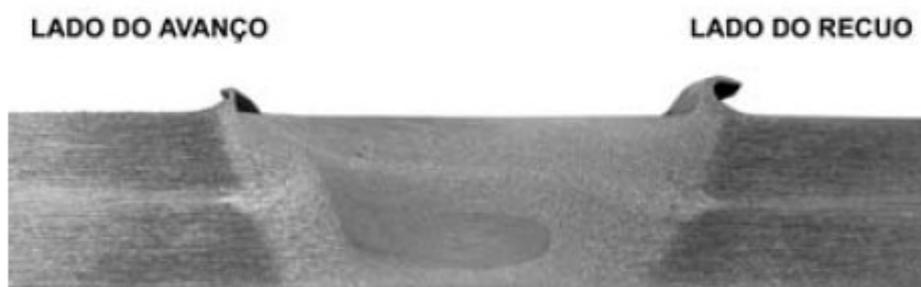
Fonte: Adaptado de (MISHRA e MAHONEY, 2007)

A existência de todas essas zonas, assim como suas proporções, podem variar consideravelmente dependendo de inúmeros fatores que afetam a soldagem FSW como a geometria da ferramenta de soldagem (diâmetro do ombro da ferramenta, relação entre os diâmetros do pino e do ombro da ferramenta), geometria da junta, parâmetros de soldagem (velocidade de rotação da ferramenta, velocidade de translação da ferramenta, força axial, inclinação da ferramenta com relação ao plano da solda) e material de base (avaliando a capacidade de troca de calor entre as peças a serem soldadas e a base de fixação). Contudo o

modelo de Threadgill (1999), como se vê na Figura 5, continua sendo aceito e confirmado pela literatura especializada, especialmente em se tratando de ligas de alumínio.

Na macrografia da Figura 8 é mostrado o aspecto quase idêntico ao apresentado na Figura 5, onde observa-se o núcleo um pouco reduzido no centro da solda (forma elíptica deformada) envolvido pela ZTMA (área clara com formato de tronco de cone), seguido pela ZTA (faixa escura de material adjacente a ZTMA).

Figura 8 - Seções de solda FSW com diferentes configurações de macroestrutura



Fonte: (HILLER, 2007)

2.1.4 Defeitos de soldagem

O processo de soldagem por atrito linear é um processo complexo que envolve cisalhamento e forjamento à quente, cuja formação de defeitos e tensões residuais são altamente influenciados pelo complexo processo de deformação plástica. Apesar da complexidade do processo, são identificadas correlações entre os efeitos dos parâmetros, o mecanismo de fluxo de material plastificado em torno da ferramenta e os defeitos presentes em juntas soldadas por FSW (KAH *et al.*, 2015).

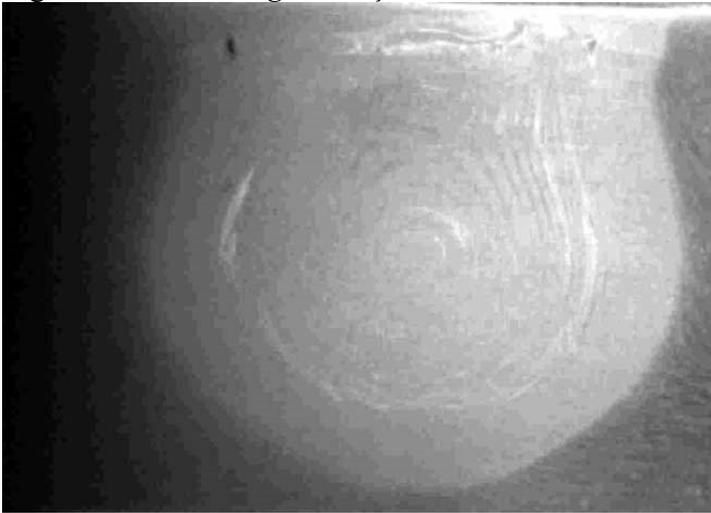
Os defeitos podem ocorrer devido à falta de aporte calor ou excesso de calor, assim é necessário frisar que os parâmetros têm um papel importante, por exemplo, a rotação governa a quantidade de calor produzida por unidade de tempo, bem como a mistura do material ao redor do pino, já o avanço deve manter o tempo necessário para a mistura do material. A rotação, em conjunto com o avanço, rege a temperatura de pico do processo, que define as mudanças micro estruturais ocorridas na junta (NADAN, DEBROY e BHADESHIA, 2008).

Uma das formações mais comuns presentes na área do núcleo é *onion rings*, que pode ser traduzido para o português como perfis de anéis circulares, que são uma série de elipsóides concêntricos observados dentro do núcleo no plano transversal à rotação da ferramenta, como pode ser observado na Figura 9. A estrutura do *onion rings* possui bandas claras e escuras, cujo

espaçamento é igual a distância percorrida pela ferramenta durante uma rotação, portanto, quanto maior a rotação, maior a distância entre as bandas (PRADO et al, 2002, KRISHNAN, 2002).

O aumento excessivo do calor na solda pode levar a diferenças de tamanho, forma e densidade de partículas intermetálicas dentro das bandas, isso faz com que possa haver a ligação incompleta entre essas camadas, afetando o comportamento em fadiga quando o *nugget* sofre carregamentos cíclicos (KAH et al., 2015).

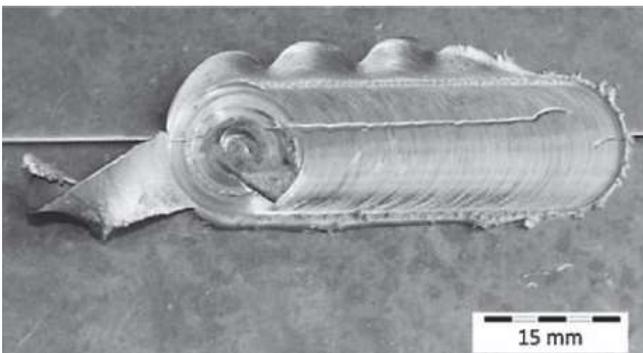
Figura 9 – *Onion rings* na seção transversal de uma solda por FSW.



Fonte: (KRISHNAN, 2002)

A alta rotação e seu consequente excesso de aporte de calor leva ao excesso de atrito entre o ombro da ferramenta e a superfície do material, ocasionando a formação de rebarbas (Figura 10) que, por sua vez, são expelidas da superfície devido ao excesso de pressão entre o ombro e o material de base (PODRŽAJ, JERMAN e KLOBČAR, 2015).

Figura 10 – Formação de rebarbas em junta FSW

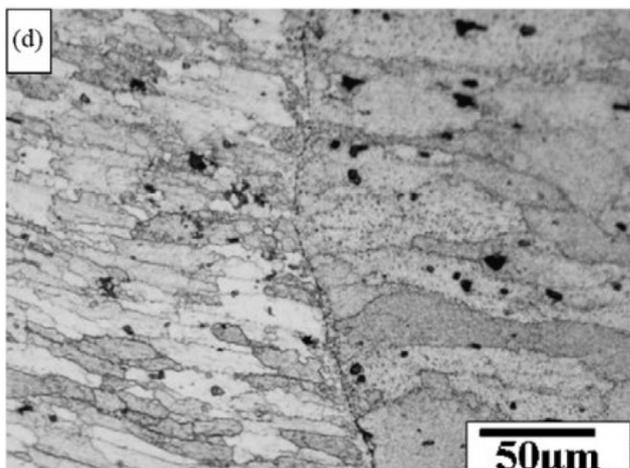


Fonte: (PODRŽAJ, JERMAN e KLOBČAR, 2015)

O defeito *kissing bond* ocorre quando duas superfícies estão extremamente próximas após a soldagem, entretanto, não possuem contato suficiente para que a maioria da superfície do material soldado esteja ligada em nível atômico (OOSTERKAMP, OOSTERKAMP e NORDEIDE, 2004).

É resultante do fluxo de material insuficiente ou penetração insuficiente do pino na raiz da solda devido à falta de aporte de calor gerado pelo atrito entre o pino rotativo e as duas ligas em altas velocidades, especialmente quando o material mais resistente é localizado no lado do avanço, dificultando o início da mistura do material. Este defeito pode ser visualizado na Figura 11 de uma soldagem de AA2024-T3 e AA7075-T6, sendo a liga AA7075-T6 localizado no lado do avanço (KHODIR e SHIBAYANAGI, 2008).

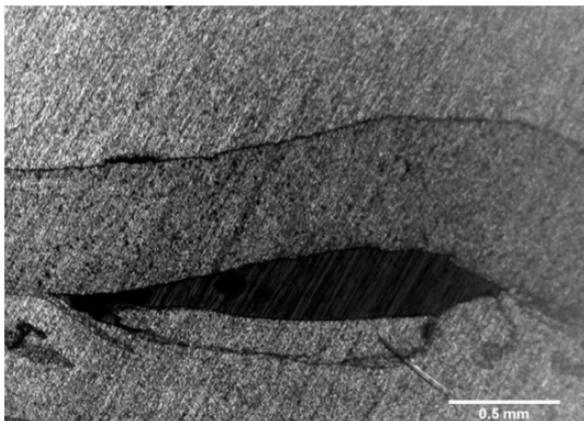
Figura 11 – Defeito do tipo *kissing bond*.



Fonte: (KHODIR e SHIBAYANAGI, 2008)

O aporte de calor inferior ao necessário também pode causar o defeito de tunelamento que ocorre devido ao material não conseguir completar o fluxo de movimento do avanço para o recuo. Durante a movimentação da ferramenta pela linha de solda, o material plastificado ao redor do pino é transferido camada por camada. A largura do material plastificado ao redor do pino e o volume de material transferido por unidade de rotação determina a restrição do material de fluir do recuo para o avanço, dentro da cavidade que é criada atrás do pino devido ao volume não consumido pela profundidade do mesmo (KHAN *et al.*, 2015).

Figura 12 – Defeito de tunelamento em junta dissimilar de AA5083-H116 e AA6063-T6



Fonte: (KHAN *et al.*, 2015)

Outro problema decorrente do aporte de calor insuficiente é formação de defeitos na raiz da solda, que ocorrem devido à quebra incompleta da camada de óxido das superfícies ou ainda, devido ao tamanho do pino inferior ao requerido, formando um canal por toda a extensão do cordão de solda. Os vazios também são muito comuns no processo de FSW, também decorrentes do aporte de calor insuficiente devido a rotações altas (KAH *et al.*, 2015).

2.2 Ligas de alumínio da série AA

As ligas de alumínio são divididas em ligas tratáveis termicamente e ligas não tratáveis termicamente.

As ligas não tratáveis termicamente compreendem as séries 1XXX, 3XXX, 4XXX e 5XXX, e suas propriedades podem ser ampliadas por adição de elementos de liga como, manganês, silício, ferro e principalmente magnésio ou ainda, por trabalho a frio (Associação Brasileira do Alumínio, 1999).

As ligas tratáveis termicamente compreendem as séries 2XXX, 6XXX e 7XXX que apresentam em suas composições químicas os elementos cobre, magnésio, zinco e silício de forma isolada ou em combinações e possuem a particularidade de aumentarem em até cinco vezes suas propriedades mecânicas (*Military Handbook*, 1998), por meio de processos de solubilização, formação de soluções sólidas supersaturadas após resfriamento rápido e envelhecimento natural ou artificial.

As ligas de alumínio aeronáutico mais comumente utilizadas são das séries 2XXX e 7XXX.

A série 2XXX possui como principal elemento de liga o cobre e presença da fase CuAl_2 , além de magnésio e a fase CuMgAl_2 em menores quantidades. As ligas desta série possuem altos limites de escoamento e tenacidade, entretanto sua resistência à corrosão é inferior às outras ligas de alumínio (Aluminum Alloys 101, 2016).

Quando submetidos a tratamentos térmicos os materiais desta série podem obter valores de limite de escoamento superiores aos aços estruturais de médio teor de carbono (ROSATO JR., 2003) como demonstrado na Tabela 1, onde T861 representa o tratamento ao qual foi submetida a liga de alumínio.

Tabela 1 - Comparação do limite de escoamento da Liga 2024-T861 com aços médio carbono

Material	Liga 2024-T861	Aço AISI 1025 recozido	Aço AISI 4130
Limite de escoamento (MPa)	462 - 490	248	483 - 517

Fonte: Autor, “adaptado de” ROSATO JR., 2003

A série 7XXX possui o zinco como elemento de liga majoritário em teores usuais na faixa de 1,0% a 8,0% (*Metals Handbook*, 1998 *apud* ROSATO JR., 2003); quando este elemento se encontra combinado com magnésio, que está presente numa proporção de 0,1% a 3,0%, resulta na formação de uma liga de maiores propriedades mecânicas. É possível citar, por exemplo, a liga AA7178-T6, sendo T6 o tratamento térmico ao qual foi submetida, possuindo limite de escoamento de até 538 MPa (*Aluminum Standards and Data*, 2000).

Em razão da elevada resistência mecânica, a série 7XXX é utilizada em partes estruturais de aeronaves, como longarinas, que suportam cargas axiais induzidas pelos momentos fletores atuantes na fuselagem (GENICOLO, 2007).

As chapas da fuselagem são predominantemente de ligas da série 2XXX e estão sujeitas a cargas de cisalhamento causadas por forças externas transversais e torcionais, suportando também tensões devido à pressurização da cabine (GENICOLO, 2007).

2.2.1 Propriedades das ligas AA2024-T3 e AA7475-T761

A liga AA2024-T3 possui elevada resistência mecânica combinada com boa tenacidade, entretanto, possui como desvantagem, a baixa resistência à corrosão e conformabilidade limitada (GOMES; FILHO, 1987). As chapas de AA2024 são geralmente utilizadas em revestimento de fuselagens e asas e regiões do motor de aeronaves comerciais e militares, onde são encontradas temperaturas elevadas de até 121°C (ALCOA, 2016).

A liga 2024 possui manganês em teores relativamente altos, que causa a formação da fase $Al_{12}(Fe,Mn)_3Si$, presente também em outras ligas, que sob a forma de partículas dispersóides retardam os processos de recristalização e crescimento de grão (ASM INTERNATIONAL, 1998).

A liga AA7475 é uma liga que combina altos limites de escoamento, tenacidade à fratura e resistência à propagação de trincas em fadiga. A tenacidade desta liga é aproximadamente 40% superior à liga AA7075 nas mesmas condições de têmperas, já a resistência à corrosão e comportamento em fadiga é igual ou até melhor em algumas condições do que das ligas aeroespaciais de alta resistência mecânica, como AA7075, AA7050 e AA2024 (ALCOA, 2016).

A aplicação da liga AA7475 é feita em componentes críticos de aeronaves, onde a alta tenacidade à fratura é um ponto fundamental de projeto, como revestimento de fuselagem, revestimento das asas, longarina das asas e anteparo da fuselagem (ALCOA, 2016).

As ligas 7X49, 7X50, 7175 e 7475 nas têmperas T6X e particularmente nas têmperas T7X, assim como as ligas 2124, 2419 e 2048 nas têmperas T8X, apresentam combinações favoráveis de propriedades. Elas têm alta resistência mecânica, alta resistência à corrosão sob tensão, e quando submetidas a tratamentos térmicos e mecânicos especiais, alta resistência ao crescimento instável de trincas, ou seja, tenacidade à fratura (ASM INTERNATIONAL, 1998).

As composições químicas das ligas AA 2024-T3 e AA7475-T761 são apresentadas na Tabela 2 e suas propriedades na Tabela 3.

Tabela 2 – Composição química das ligas AA 2024-T3 e AA7475-T761

Elemento	Elementos de liga (%)	
	AA 2024-T3	AA 7475-T761
Cr	0,1 (máx.)	0,18 – 0,25
Cu	3,8 – 4,9	1,2 – 1,9
Fe	0,5 (máx.)	0,12 (máx.)
Mg	1,2 – 1,8	1,9 – 2,6
Mn	0,3 – 0,9	0,06 (máx.)
Si	0,5 (máx.)	0,1 (máx.)
Ti	0,15 (máx.)	0,06 (máx.)
Zn	0,25 (máx.)	5,6 – 6,2
Outros	0,15	0,15

Fonte: (MATWEB, 2016)

Tabela 3 – Propriedades das ligas AA 2024-T3 e AA7475-T761

Propriedades das ligas		
	AA 2024-T3	AA 7475-T761
Dureza Vickers	137 HV	162 HV
Limite de ruptura	483 MPa	517 MPa
Limite de escoamento	345 MPa	448 MPa
Alongamento	18%	12%
Módulo de elasticidade	73,1 GPa	70,3 GPa
Temperatura de fusão	502°C – 638°C	477°C – 635°C
Temperatura de recozimento	413°C	413°C
Temperatura de solubilização	256°C	516°C
Temperatura de envelhecimento	Não se aplica	121°C – 177°C

Fonte: (MATWEB, 2016)

2.2.2 Tratamento térmico

As ligas de alumínio podem ser submetidas a tratamentos térmicos tanto para o aumento quanto para a diminuição de dureza e resistência mecânica. Os tratamentos de solubilização e envelhecimento são utilizados para aumento das propriedades e só podem ser aplicados às ligas tratáveis termicamente, já o tratamento de recozimento destina-se a redução da dureza de ligas tratáveis e não tratáveis termicamente (ABNT, 2000).

2.2.2.1 Têmperas

O termo têmpera é uma condição ou estado produzido no metal ou liga por tratamento térmico ou mecânico e que produz estrutura e propriedades mecânicas características.

O sistema de nomenclatura de têmperas se baseia em letras, e as subdivisões destas são indicadas por um ou mais números, que especificam as operações básicas que o material deve sofrer (WEIGAERTNER; SCHROETER, 1991).

2.2.2.1.1 Têmperas “T”

As têmperas do tipo “T” indicam os tratamentos de solubilização e envelhecimento e são classificadas de T1 à T10, sendo os algarismos indicativos das sequências específicas dos tratamentos básicos, como segue (ABNT, 2000):

- a) T1: resfriado bruscamente após um processo de conformação a uma temperatura elevada e envelhecido naturalmente até uma condição substancialmente estável: aplica-se aos produtos que não sofrem deformação plástica a frio depois de resfriados bruscamente, após um processo de conformação a uma temperatura elevada;
- b) T2: resfriado bruscamente após um processo de conformação a uma temperatura elevada, encruado e envelhecido naturalmente até uma condição substancialmente estável: aplica-se aos produtos que, depois de resfriados bruscamente após um processo de conformação a alta temperatura, sofrem deformação plástica a frio, a fim de aumentar a sua resistência mecânica;
- c) T3: solubilizado, encruado e envelhecido naturalmente até uma condição substancialmente estável: aplica-se aos produtos que sofrem deformação plástica a frio para aumentar a sua resistência mecânica, depois do tratamento térmico de solubilização;
- d) T4: solubilizado e envelhecido naturalmente até uma condição substancialmente estável: aplica-se aos produtos que não sofrem deformação plástica, depois de um tratamento térmico de solubilização;
- e) T5: resfriado bruscamente após um processo de conformação a uma temperatura elevada e depois envelhecido artificialmente: aplica-se aos produtos que não sofrem deformação plástica a frio, depois de resfriados bruscamente após um processo de conformação a uma temperatura elevada;
- f) T6: solubilizado e depois envelhecido artificialmente: aplica-se aos produtos que não sofrem deformação plástica, depois do tratamento térmico de solubilização;
- g) T7: solubilizado e sobre-envelhecido: aplica-se aos produtos que são estabilizados, depois do tratamento térmico de solubilização, continuando o processo de envelhecimento além do ponto de maior resistência mecânica, a fim de se controlar alguma característica especial, como, por exemplo, a estabilidade dimensional ou a resistência à corrosão sob tensão;

- h) T8: solubilizado, encruado e depois envelhecido artificialmente: aplica-se aos produtos que sofrem deformação plástica a frio, após o tratamento térmico de solubilização para aumentar sua resistência mecânica;
- i) T9: solubilizado, envelhecido artificialmente e depois encruado: aplica-se aos produtos que sofrem deformação plástica a frio para aumentar sua resistência mecânica, após o envelhecimento artificial;
- j) T10: resfriado bruscamente após um processo de conformação a uma temperatura elevada, encruado e depois envelhecido artificialmente: aplica-se aos produtos que sofrem deformação plástica a frio para aumentar sua resistência mecânica.

2.2.2.1.2 Têmperas “H”

A letra “H” indica o aumento de resistência mecânica por encruamento, aplica-se às ligas não-tratáveis termicamente e sempre seguido de dois ou mais dígitos (WEIGAERTNER e SCHROETER, 1991).

O primeiro dígito após a letra “H” indica os processos aos quais o material foi submetido:

- a) H1X: Apenas encruada. As propriedades mecânicas do material são conseguidas exclusivamente por encruamento, sem tratamento suplementar;
- b) H2X: Encruada e recozida parcialmente. As propriedades mecânicas são aumentadas mais do que o nível desejado e depois diminuídas por recozimento parcial;
- c) H3X: Estabilizada após encruamento. Algumas ligas amolecem com o passar do tempo, após terem sido encruadas (principalmente as do grupo 5XXX). Esse amolecimento pode ser acelerado e estabilizado por tratamento térmico após o encruamento;
- d) H4X: Deformado plasticamente a frio, pintado e envernizado. Aplica-se aos produtos que sofrem deformação plástica a frio e são sujeitos à algum tratamento térmico durante a subsequente operação de pintura ou de envernizamento.

O segundo dígito indica o grau de deformação plástica aplicada ao material e varia em ordem crescente de 1 a 8, sendo (WEIGAERTNER; SCHROETER, 1991):

- a) HX8: designa a têmpera mais dura produzida, que ocorre como material que sofreu aproximadamente 75% de deformação a frio após ter sido plenamente recozido;

- b) HX6: designa o limite de resistência à tração de cerca de $\frac{3}{4}$ da têmpera mais dura;
- c) HX4: designa o limite de resistência à tração de cerca de metade da têmpera mais dura;
- d) HX2: designa o limite de resistência à tração de cerca de $\frac{1}{4}$ da têmpera mais dura
- e) os números ímpares designam as têmperas intermediárias entre aquelas definidas acima;
- f) o numeral 9 indica a têmpera cujo limite de resistência à tração excede o da têmpera HX8 em pelo menos 10 MPa.

2.2.2.1.3 Têmperas “F”, “O”, “W”

A designação “F” aplica-se aos produtos sobre os quais não se exerce nenhum controle sobre suas condições de processo, sem garantia de propriedades mecânicas. A designação “O” aplica-se aos produtos que são recozidos para que sejam obtidos o máximo de amolecimento e a máxima conformabilidade mecânica do material (ABNT, 2000).

O termo “W” aplica-se somente a algumas ligas, as quais envelhecem naturalmente à temperatura ambiente após o tratamento de solubilização. Esta classificação é especificada somente quando o período de envelhecimento natural, após o resfriamento brusco, é indicado, por exemplo, “W” $\frac{1}{2}$ hora (ABNT, 2000).

2.3 Tensão residual

Tensão residual pode ser definida como a tensão remanescente em um material que tenha sido submetido a um processo de manufatura sem a ação de forças externas ou gradientes de temperatura para alívio das mesmas. A tensão residual também pode ser produzida pelas cargas de serviço que geram deformações plásticas heterogêneas no material (ASM, 2003).

Todo o processamento de material gera tensão residual, seja pela deformação, tratamento térmico, usinagem ou tudo que gere um diferencial no material como, diferencial de fluxo de deformação plástica, diferencial de taxas de resfriamentos, transformação de fase com mudança de volume, entre outros.

A presença de tensões residuais afeta o comportamento em fadiga do material, o valor da tensão de ruptura e até mesmo sua resistência a corrosão. Além disso, a propagação de trincas por fadiga em juntas soldadas é muito afetada pelas tensões residuais presentes resultantes do

gradiente de temperatura na zona afetada. Portanto, é de grande importância seu estudo e medição para fins de projeto e desenvolvimento (ASM, 2003).

O processo de FSW gera menos tensões residuais quando comparado com os processos de soldagem por fusão, uma vez que o gradiente de temperatura na zona termicamente afetada é inferior, entretanto, durante a execução do FSW há deformação plástica não uniforme que pode gerar altos gradientes de tensão residual no cordão de solda (OOSTERKAMP, OOSTERKAMP e NORDEIDE, 2004).

As tensões residuais podem ser macro ou micro e podem ser classificadas como:

- a) tipo I: tensão macro residual, presente em um componente em uma escala maior do que o tamanho de grão;
- b) tipo II: tensão micro residual, variam na escala do tamanho do grão do material;
- c) tipo III: tensão micro residual, está presente dentro do grão e é resultante da presença de discordâncias e outros defeitos intercrystalinos.

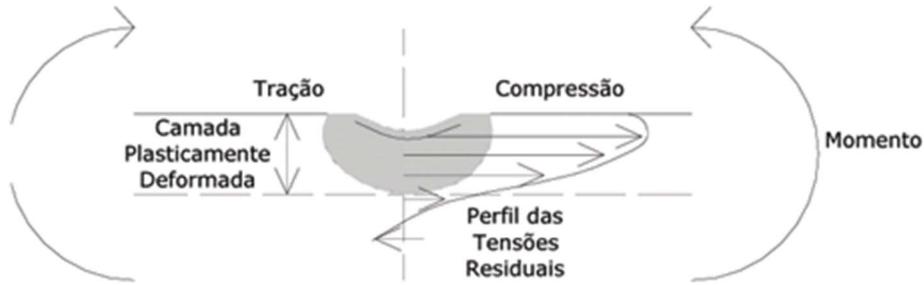
Os três tipos de tensões residuais podem estar presentes em uniões soldadas por atrito linear. Os métodos convencionais de medidas destas tensões, como a difração de raios X e furo-passante, tratam das tensões Tipo I.

2.3.1 Aplicação de tensões residuais

A falha de uma estrutura ou componente não depende somente das cargas externas, mas também da tensão residual presente que pode ter efeitos negativos ou positivos para a vida em fadiga dos componentes soldados, dependendo, se forem tratativas ou compressivas. Este fato gera um crescente interesse em medir as tensões residuais e até mesmo de gerar tensões residuais que possam melhorar o desempenho de componentes (FRATINI; PASTA, 2011).

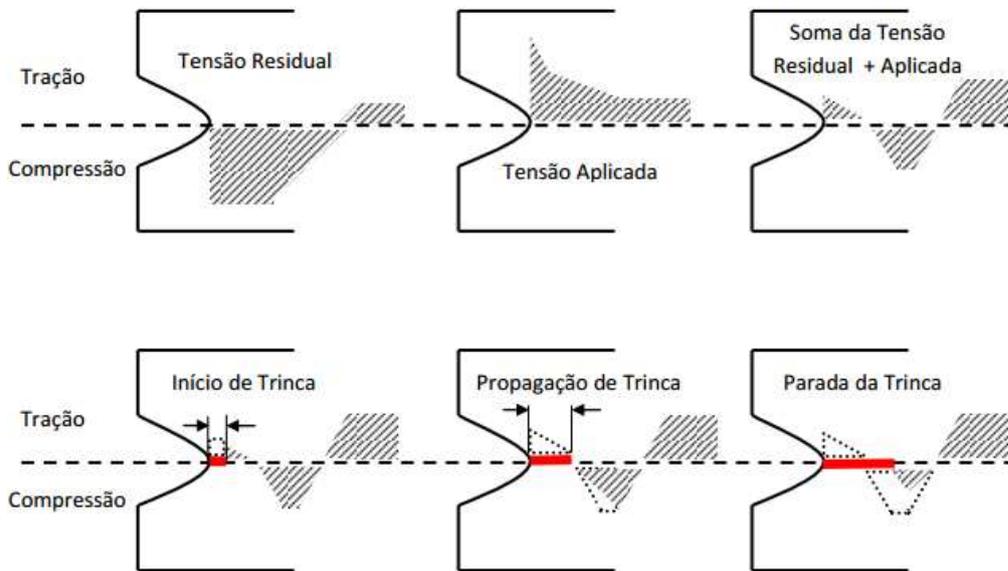
A presença de tensões residuais compressivas na superfície pode melhorar a vida em fadiga de um componente; um exemplo disso é o uso do *shot peening* para indução de tensões residuais compressivas superficiais que dificultam a iniciação de trincas, conforme demonstrado na Figura 13 e Figura 14.

Figura 13 – Diagrama de perfil de tensões residuais em uma indentação por *shot peening*



Fonte: (ROCHA, NUNES e HIRSCH, 2009)

Figura 14 – Ilustração da atuação de tensões residuais compressivas na frenagem de trincas



Fonte: (ROCHA, NUNES e HIRSCH, 2009)

2.3.2 Métodos de medição de tensões residuais

Atualmente há diversas técnicas capazes de medir tensão residual em diversos componentes, especialmente as tensões do Tipo I. A importância da medição deve-se a possibilidade de prever vida em fadiga real dos componentes pela identificação da tensão total à que o componente está submetido (tensão aplicada + tensão residual), identificação da distribuição de tensão em componentes de fixação, bem como quantificar e mapear a distribuição de tensões em uma junta soldada (ASM, 2003).

2.3.2.1 Métodos destrutivos e semi-destrutivos

Os métodos de medição de tensões residuais destrutivos ou semi-destrutivos, também conhecidos como métodos mecânicos, dependem da inferência da tensão original a partir do deslocamento obtido através do alívio total ou parcial das tensões residuais pela remoção de material. São baseados na medição de deformações e posterior conversão destes valores em tensão. As principais técnicas deste método são: seccionamento, contorno, furo-cego, furo-passante (ROSSINI *et al.*, 2011).

2.3.2.1.1 Furo-passante

As técnicas de furação, tanto furo-passante quanto o furo-cego, são os métodos semi-destrutivos mais utilizados que podem prover a distribuição de tensões residuais pela espessura do material, bem como sua magnitude, direção e sentido (ROSSINI, DASSITI, *et al.*, 2011).

A usinagem de um furo na superfície do material faz com que as tensões ali remanescentes sejam aliviadas e as respectivas deformações possam ser medidas por extensômetros de resistência elétrica colados no local em que se deseja efetuar a medição, conforme norma ASTM E-837 (2008). O dano causado pelo pequeno furo usinado no local é pequeno – diâmetro e profundidade aproximados de 0,8 mm até 4,8 mm - e não afeta a função estrutural do material testado, podendo ser eliminado ou suavizado por polimento, retificação ou lixamento da superfície (VISHAY PRECISION GROUP, 2015).

A escolha entre as técnicas do furo-cego e furo-passante é determinada pela espessura da peça a ser mensurada e da roseta utilizada. Por exemplo, utilizando-se uma roseta do tipo 062RE, a técnica do furo-passante permite uma espessura máxima de 2,05 mm, já a técnica do furo-cego requer espessura mínima de 6,16 mm, conforme norma ASTM E-837 (2008). Assim, para o caso dos experimentos deste estudo optou-se pelo furo-passante, devido à espessura de 1,6 mm das chapas.

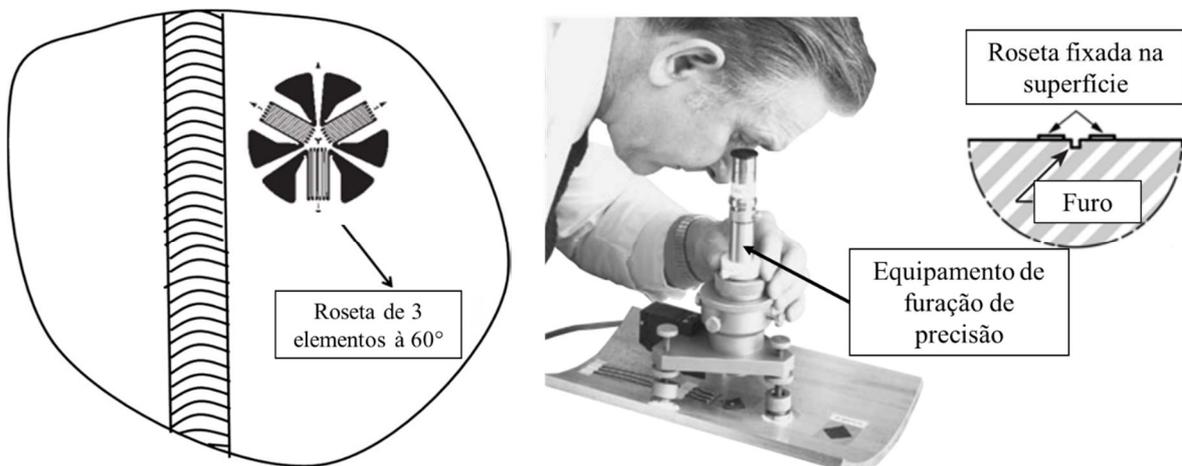
O processo do furo-passante envolve os seguintes passos:

- a) um extensômetro do tipo roseta de três ou seis elementos instalado no ponto onde se quer medir as tensões residuais;
- b) as pontes do extensômetro devem estar conectadas a um indicador de deformações multicanais;

- c) um equipamento de precisão para furação do material que deve estar bem fixado e centralizado sobre a roseta;
- d) efetuar o balanceamento dos extensômetros e fazer o pequeno furo no centro da roseta;
- e) efetuar a leitura das deformações devido à relaxação;
- f) calcular a tensão residual principal e suas orientações a partir das deformações, utilizando relações matemáticas. Esta etapa pode ser feita através de programas específicos, como o H-DRILL, a fim de poupar tempo.

A Figura 15 apresenta o posicionamento de uma roseta de três elementos à 60° e a execução do furo utilizando o equipamento de precisão.

Figura 15 – Principais elementos da técnica do furo-passante



Fonte: Adaptado de (VISHAY PRECISION GROUP, 2015)

A obtenção dos valores de tensões é feita através relações matemáticas baseadas no regime linear-elástico e depende do valor de deformações aliviadas de acordo com a tensão residual pré-existente dentro do furo (ASTM INTERNATIONAL, 2008).

A Figura 16-a mostra a área de uma chapa fina sujeita à uma tensão residual uniforme, σ_x , onde o estado de tensão inicial em qualquer ponto P (R, α) é expresso em coordenadas polares através das equações 1, 2 e 3 (KIRSCH, 1898 *apud* ASMT INTERNATIONAL, 2008).

$$\sigma'_r = \frac{\sigma_x}{2} (1 + \cos 2\alpha) \quad (1)$$

$$\sigma'_\theta = \frac{\sigma_x}{2} (1 - \cos 2\alpha) \quad (2)$$

$$\tau'_{r\theta} = -\frac{\sigma_x}{2} \sin 2\alpha \quad (3)$$

A Figura 16-b mostra a mesma área após a usinagem de um pequeno furo. As tensões na vizinhança do furo são bem diferentes já que, σ_r e $\tau_{r\theta}$ devem ser nulos em toda a superfície do furo. As equações 4, 5 e 6 (KIRSCH, 1898 *apud* ASMT INTERNATIONAL, 2008) calculam as novas tensões no ponto P (R, α).

$$\sigma_r'' = \frac{\sigma_x}{2} \left(1 - \frac{1}{r^2} \right) + \frac{\sigma_x}{2} \left(1 + \frac{3}{r^4} \pm \frac{4}{r^2} \right) \cos 2\alpha \quad (4)$$

$$\sigma_\theta'' = \frac{\sigma_x}{2} \left(1 + \frac{1}{r^2} \right) \pm \frac{\sigma_x}{2} \left(1 + \frac{3}{r^4} \right) \cos 2\alpha \quad (5)$$

$$\tau_{r\theta}'' = \pm \frac{\sigma_x}{2} \left(1 - \frac{3}{r^4} + \frac{2}{r^2} \right) \sin 2\alpha \quad (6)$$

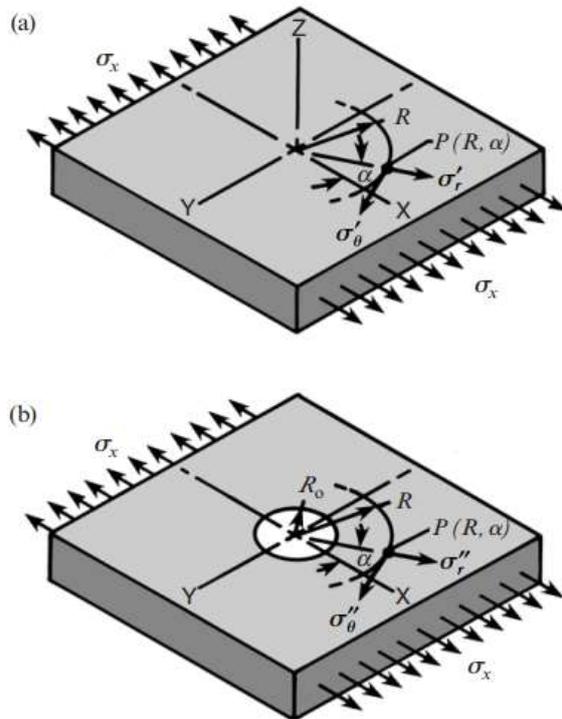
Onde:

$$r = \frac{R}{R_0} \quad (R \geq R_0)$$

R_0 = raio do furo

R = raio arbitrário do centro do furo

Figura 16 – Estados de tensão de uma chapa fina antes e depois da furação



Fonte: (VISHAY PRECISION GROUP, 2015)

A relaxação de tensões no ponto P é obtida subtraindo as tensões iniciais das finais, assim obtêm-se as equações 7 e 8 de coeficientes demonstrados nas equações 9, 10 e 11.

$$\varepsilon_r = \sigma_x(A + B \cos 2\alpha) \quad (7)$$

$$\varepsilon_{\theta} = \sigma_x(-A + C \cos 2\alpha) \quad (8)$$

Onde:

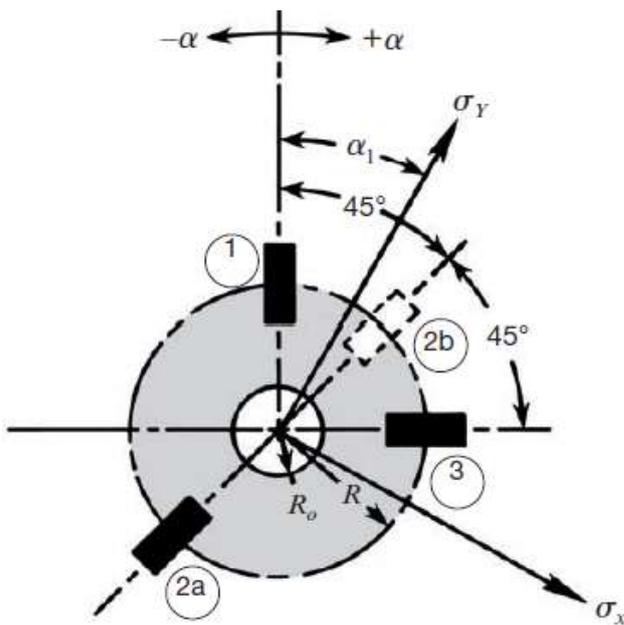
$$A = -\frac{1+\nu}{2E} \left(\frac{1}{r^2} \right) \quad (9)$$

$$B = -\frac{1+\nu}{2E} \left[\left(\frac{4}{1+\nu} \right) \frac{1}{r^2} - \frac{3}{r^4} \right] \quad (10)$$

$$C = -\frac{1+\nu}{2E} \left[-\left(\frac{4\nu}{1+\nu} \right) \frac{1}{r^2} + \frac{3}{r^4} \right] \quad (11)$$

Na prática, as tensões residuais são frequentemente biaxiais, com duas componentes principais diferentes de zero. As tensões principais são as tensões máximas no plano de deformações mensurado e para cada tipo de roseta podem ser descritas por equações diferentes disponíveis na norma ASTM E-837 (2008). Para uma roseta do tipo A apresentada na Figura 17, as equações 12, 13 e 14 resultam nas deformações principais e as equações 15 e 16 apresentam as tensões máximas.

Figura 17 – Roseta tipo A



Fonte: (VISHAY PRECISION GROUP, 2015)

$$\varepsilon_1 = A(\sigma_x + \sigma_y) + B(\sigma_x - \sigma_y) \cos 2\alpha \quad (12)$$

$$\varepsilon_2 = A(\sigma_x + \sigma_y) + B(\sigma_x - \sigma_y) \cos 2(\alpha + 45^\circ) \quad (13)$$

$$\varepsilon_3 = A(\sigma_x + \sigma_y) + B(\sigma_x - \sigma_y) \cos 2(\alpha + 90^\circ) \quad (14)$$

$$\sigma_{max} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{4A} - \frac{1}{4B} \sqrt{(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2 + (\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)^2} \quad (15)$$

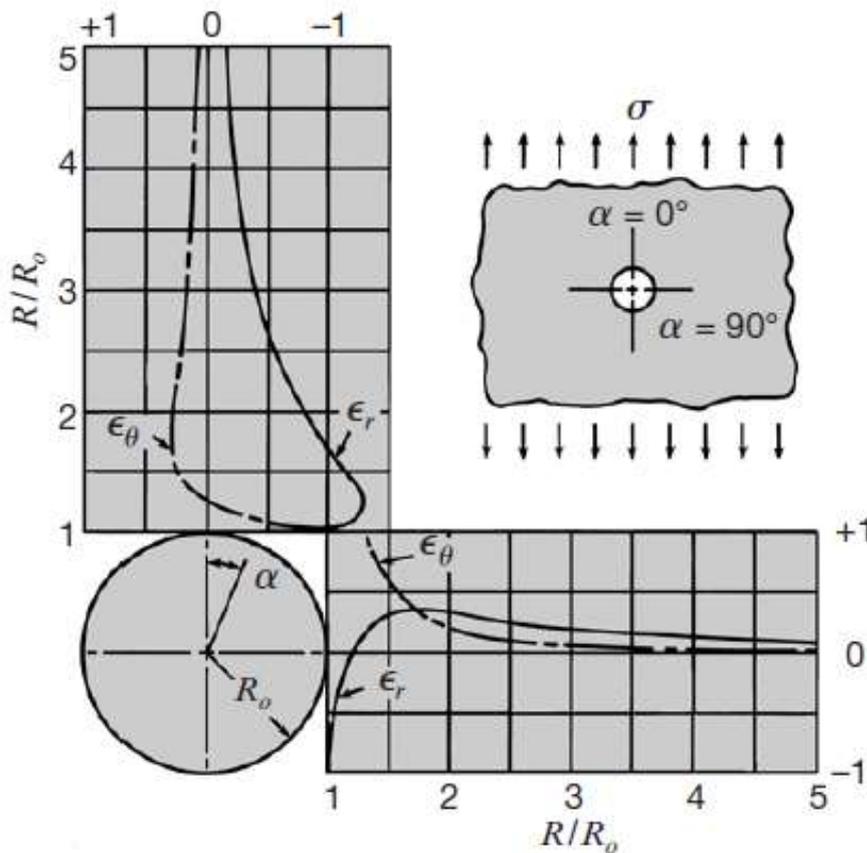
$$\sigma_{min} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_2}{4A} + \frac{1}{4B} \sqrt{(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2 + (\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)^2} \quad (16)$$

Onde α é o ângulo entre o eixo principal mais próximo ao *gage* 1 e sua tangente é calculada pela equação 17.

$$\tan 2\sigma = \frac{\varepsilon_1 - 2\varepsilon_2 + \varepsilon_3}{\varepsilon_3 - \varepsilon_1} \quad (17)$$

A medição das tensões deve ser feita próxima à borda do furo, uma vez que o efeito do alívio de tensões varia de acordo com a distância do furo, quanto mais longe do furo, menor o alívio de tensões. Esta variação é ilustrada na Figura 18, onde as deformações são demonstradas ao longo do eixo principal em $\alpha=0^\circ$ e $\alpha=90^\circ$.

Figura 18 – Variação do alívio de deformações radial e tangencial a partir da distância do centro do furo



Fonte: (VISHAY PRECISION GROUP, 2015)

2.3.2.2 Não destrutivos

Os métodos não destrutivos medem parâmetros cristalinos do material ou um outro parâmetro físico afetado pela sua dimensão. Quando uma força mecânica é aplicada em um metal, sendo ela inferior ao limite de escoamento do mesmo, este metal sofre distorção e deforma elasticamente, essa deformação elástica resulta em uma mudança da distância interatômica e essa dimensão ou mudança pode ser medida por métodos não destrutivos. Os principais métodos não destrutivos são: difração de raios X, difração de nêutrons, velocidade ultrassônica, ruído magnético de Barkhausen (ASM, 2003). Dentre estes, a difração de raios X é o método de maior utilização e que foi utilizado nos experimentos deste trabalho.

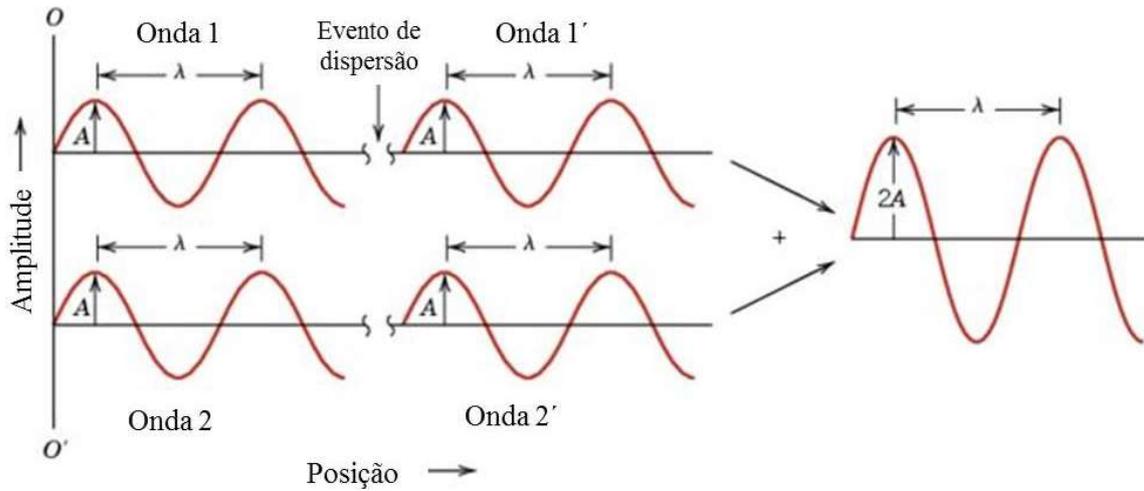
2.3.2.2.1 Difração de raios X

A técnica de difração de raios X baseia-se no fato de que quando um metal é submetido à uma tensão, seja ela aplicada ou residual, a deformação elástica resultante causa uma mudança no espaçamento dos planos atômicos da estrutura cristalina. A difração de raios X pode medir diretamente o espaçamento interplanar atômico e a partir deste valor, a tensão total no metal pode ser obtida (ASM, 2003).

A difração ocorre quando uma onda encontra uma série de obstáculos regularmente espaçados, que são capazes de dispersá-la com espaçamentos comparáveis em magnitude ao comprimento de onda. Além disso, a difração é uma consequência de relações de fase específicas entre duas ou mais ondas que foram dispersas pelos obstáculos (CALLISTER JR., 2008).

Considerando duas ondas de mesmo comprimento λ e em fase no ponto inicial, representadas por 1 e 2 na Figura 19 que, ao serem dispersas, percorrem trajetórias diferentes. Quando a diferença no comprimento das trajetórias corresponde à um comprimento de onda, diz-se que as ondas dispersas permanecem em fase e se reforçam mutuamente e quando as amplitudes são somadas resultam em uma manifestação de difração representada pela onda ao lado direito da figura (CALLISTER JR., 2008).

Figura 19 – Manifestação de difração.

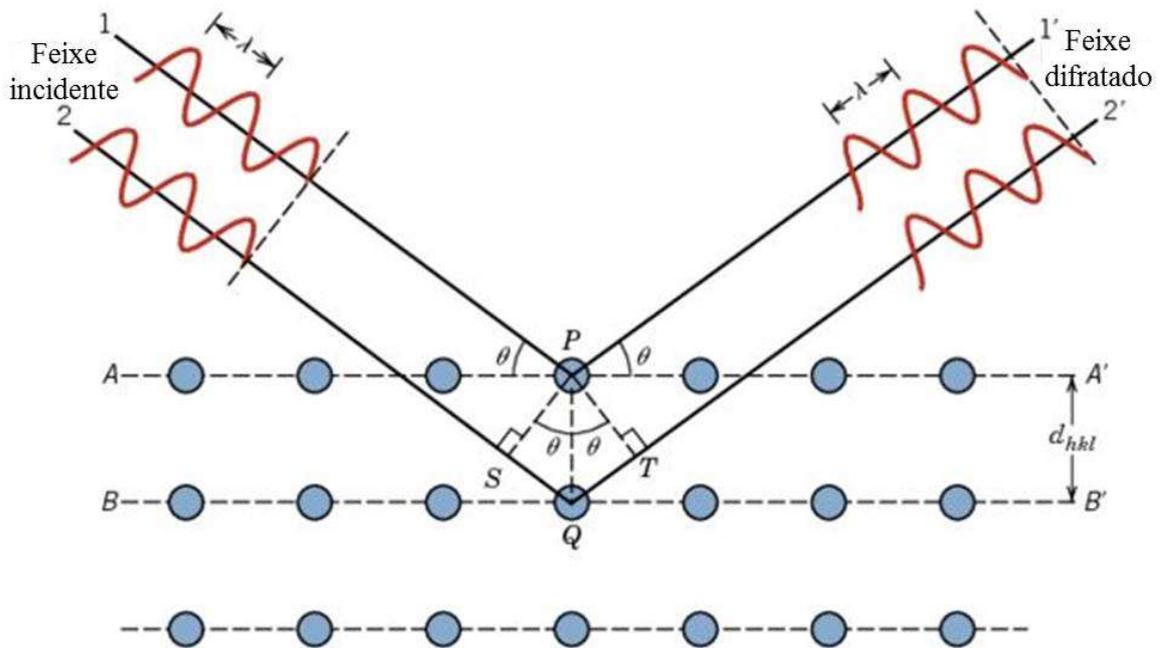


Fonte: (CALLISTER JR., 2008)

Os raios X são uma forma de radiação eletromagnética de alta energia e comprimento de onda da ordem de espaçamentos atômicos nos sólidos, que quando incidem sobre um material cristalino, uma fração desse feixe é dispersa em todas as direções pelos elétrons associados à cada átomo ou íons na trajetória do feixe. A Figura 20 mostra os planos A-A' e B-B' de iguais índices de Miller (h, k, l) e separados por um espaçamento interplanar d_{hkl} , onde um feixe de raios X paralelo, monocromático e em fase de comprimento de onda λ , incide em um ângulo θ (raios 1 e 2) e dispersos pelos átomos P e Q. Se a diferença entre os comprimentos das trajetórias 1-P-1' e 2-Q-2' for igual a um número inteiro, N , de comprimentos de onda, uma interferência construtiva dos raios dispersos 1' e 2' também irá ocorrer segundo um ângulo θ em relação aos planos, e, assim ocorrerá a difração pela condição da equação 18.

$$N\lambda = 2 \times d_{hkl} \sin \theta \quad (18)$$

Figura 20 – Difração de raios X por dois planos de átomos.



Fonte: (CALLISTER JR., 2008)

A equação 18 é denominada de Lei de Bragg, que deve ser satisfeita para que haja a difração por cristais reais, ela é uma condição necessária, mas não suficiente. A Lei de Bragg determina quando a difração ocorre por células unitárias que possuem átomos posicionados somente nos vértices da célula. Entretanto, os átomos situados em outras posições como, nas faces e interior das células unitárias no caso de estruturas CFC e CCC, atuam como centros de dispersão adicionais, que podem produzir uma dispersão fora de fase em certos ângulos de Bragg, resultando na ausência de feixes difratados que deveriam estar presentes. Desta condição, faz-se necessário que para que haja difração em estruturas CCC a soma dos parâmetros h , k e l seja igual a um número par para que ocorra difração, e em estruturas CFC os valores de h , k e l sejam todos pares ou ímpares (CALLISTER JR., 2008).

Quando um metal cristalino é submetido à uma tensão abaixo da tensão de escoamento, ela gera uma deformação elástica interatômica, que pode ser mensurada pela distância interplanar por meio da difração de raios X. As tensões podem ser obtidas pelas deformações elásticas nos cristais a partir das suas constantes elásticas e assumindo que a tensão é proporcional à deformação (ASM, 2003).

Há três técnicas para medir as tensões por difração: duplo ângulo (DET), único ângulo (SET) e multiangular, sendo o ângulo de exposição aquele entre o feixe incidente de raios X e a superfície do material. São preferíveis ângulos de Bragg, θ , próximos de 90° , pois demonstram

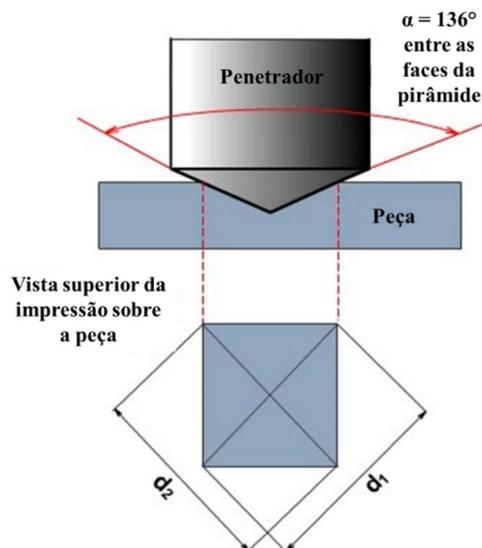
2.4 Microdureza

A dureza é propriedade mecânica do material definida como a resistência do material a uma deformação plástica localizada (por exemplo, uma pequena impressão ou risco). Os primeiros ensaios de dureza eram baseados em minerais naturais e a escala era baseada na capacidade de um material riscar outro mais macio, o que era definido qualitativamente na escala Mohs (1822), onde 1 era o talco, material mais macio, e 10 era o diamante, material mais duro (CALLISTER JR., 2008).

O ensaio de dureza é simples, não-destrutivo e muitas vezes utilizado para inferência de outras propriedades mecânicas. A técnica do ensaio consiste em forçar um pequeno penetrador contra a superfície do material sob condições controladas de carga e taxa de aplicação, medindo posteriormente a profundidade ou tamanho da impressão resultante.

No ensaio de dureza Vickers utiliza-se um pequeno penetrador de diamante com geometria piramidal de base quadrada e ângulo entre faces de 136° , as cargas aplicadas no caso da microdureza vão de 0,001 kgf à 1 kgf e a unidade de medida é o HV. O valor da dureza Vickers obtida é descrito seguido das letras HV com um sufixo numérico indicando a carga e o tempo de aplicação, caso o mesmo seja diferente do intervalo de 10 segundos a 15 segundos – por exemplo, 440 HV 30, descreve uma dureza de 440 quando da aplicação de uma carga de 30 kgf por 15s de acordo com norma ABNT (2008). A Figura 22 apresenta o penetrador, suas dimensões e a impressão efetuada durante a medição da microdureza Vickers.

Figura 22 – Impressão do teste de microdureza Vickers



Fonte: (CIMM, 2016)

O valor da dureza é calculado pela equação 20 (ABNT, 2008), onde P é a carga aplicada ao ensaio em kgf, α é o ângulo entre as diagonais da pirâmide e d, a média aritmética das diagonais d_1 e d_2 (Figura 22), que são medidas através de microscopia ótica.

$$HV = \frac{2P \sin \frac{\alpha}{2}}{d^2} = 1,9544 \frac{P}{d^2} \quad (20)$$

O aparato para o ensaio de microdureza Vickers consiste em (ABNT, 2008):

- a) microdurômetro: equipamento que efetua o contato entre a peça e o penetrador de forma gradual e suave sob carga e período de tempo pré-determinados. O equipamento deve ser robusto para que não haja vibração ou movimentação lateral, tanto do penetrador quanto da peça, enquanto a carga é aplicada e removida. O microdurômetro também possui um microscópio acoplado para a medição instantânea das diagonais;
- b) penetrador: constituído de diamante, deve ser altamente polido e afiado, de perfil diagonal com ângulo entre as faces de $136^\circ \pm 30$ min. Além disso, a linha de junção entre as faces opostas não pode ultrapassar 0,001 mm em comprimento;
- c) microscópio de medição: deve permitir a medição do comprimento das diagonais impressas na peça com uma tolerância de $\pm 0,0005$ mm ou $\pm 0,5\%$, o que for maior;
- d) peça ou corpo de prova: deve estar com um acabamento polido a fim de possibilitar a visualização da indentação através do microscópio de forma precisa, a espessura da peça deve ser tal que nenhuma marca ou efeito apareça no lado oposto a impressão após a penetração, no geral sua espessura deve ser de uma a uma vez e meia o comprimento da diagonal. O material a ser testado deve ficar perpendicular ao eixo do penetrador dentro de uma tolerância de $\pm 1^\circ$.

2.5 Delineamento experimental

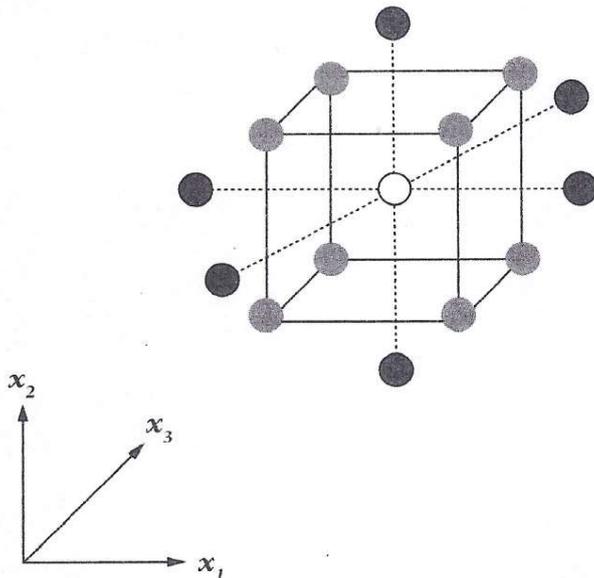
Nesta pesquisa utilizou-se a técnica do Planejamento de Experimentos para o delineamento e análise experimental. Esta é uma ferramenta muito importante, pois com ela, a depender da escolha do tipo de delineamento, economiza-se tempo nos experimentos, e consegue-se a um custo menor com um resultado satisfatório e estatisticamente robusto. Então, deve-se conhecer e selecionar as variáveis independentes, determinar o que é desejado como resposta (variáveis dependentes), assim como, os níveis do teste.

A escolha do tipo do planejamento é influenciada pelo que se espera da respectiva superfície de resposta do experimento. A literatura tem mostrado que superfícies de segunda ordem se adequam bem aos pontos experimentais do experimento. Segundo Montgomery (2009), para se obter um modelo de regressão de segunda ordem é necessário ter ao menos três níveis, e, como três níveis num projeto leva a muitas corridas experimentais pode-se optar pela escolha de um planejamento central composto, que é de segunda ordem e minimiza o número de tratamentos.

Em geral, um planejamento composto central para k fatores, codificados como (x_1, \dots, x_k) , é formado por três partes (BARROS NETO, SCARMINIO e BRUNS, 2010):

- parte fatorial ou cúbica: contém um total de n_{fat} pontos de coordenadas $x_i = -1$ e $x_i = +1$, para todos os $i = 1, \dots, k$. É representada pelas esferas de cor cinza da Figura 23;
- parte axial ou em estrela: formada por $n_{\text{ax}} = 2k$ pontos com todas as coordenadas nulas, exceto uma, que é igual a certo valor α (ou $-\alpha$). É representada pelas esferas pretas da Figura 23;
- um total de n_{centr} ensaios realizados no ponto central, onde, $x_1 = \dots = x_k = 0$. É representado pela esfera branca da Figura 23.

Figura 23 – Planejamento composto central para três fatores.



Fonte: (BARROS NETO, SCARMINIO e BRUNS, 2010)

3 METODOLOGIA

A metodologia reúne as máquinas, equipamentos e métodos utilizados na execução dos experimentos e análises.

3.1 Planejamento Experimental

Neste trabalho foi utilizado o planejamento do tipo Central Composto com 3 fatores, 2 níveis e 2 pontos centrais, com duas réplicas totais, perfazendo 32 rodadas. Através da revisão bibliográfica, foram definidas as variáveis independentes para o estudo de solda dissimilar, conforme a Tabela 4, sendo elas: rotação da ferramenta (n), velocidade de avanço de soldagem (f) e ângulo da ferramenta (a)

As variáveis dependentes para o estudo da solda foram os dados de saída da máquina utilizada para soldagem, Torque (Mt), Força de penetração (Fp) e Força de avanço (Ff), além das variáveis mensuradas de Temperatura (T), tensão residual e dureza.

Tabela 4 – Variáveis e níveis extraídos da revisão bibliográfica.

Parâmetro	Símbolo	Unidade	Níveis		
			-1	0	+1
Rotação da ferramenta	n	rpm	1300	1450	1600
Velocidade avanço de solda	f	mm/min	40	65	90
Ângulo de inclinação da ferramenta	a	°	1	2	3

Fonte: Autor, 2015

A matriz aleatória do delineamento do experimento foi obtida pelo *Statistica v10.0* e pode ser observada na Tabela 5.

É importante ressaltar que, os experimentos foram executados seguindo a ordem aleatória da matriz da Tabela 5.

Tabela 5 – Delineamento experimental

Rodadas	Réplica	n [rpm]	f [mm/min]	a [°]
21	2	1539,10	50,10	1,35
1	1	1360,90	50,10	1,35
25	2	1300,15	65,00	2,00
20	2	1360,90	79,80	2,65
26	2	1599,85	65,00	2,00
9	1	1300,15	65,00	2,00
27	2	1450,00	40,03	2,00
15 (C)	1	1450,00	65,00	2,00
24	2	1539,10	79,80	2,65
6	1	1539,10	50,10	2,65
29	2	1450,00	65,00	1,00
28	2	1450,00	89,97	2,00
14	1	1450,00	65,00	3,00
31 (C)	2	1450,00	65,00	2,00
18	2	1360,90	50,10	2,65
30	2	1450,00	65,00	3,00
22	2	1539,10	50,10	2,65
2	1	1360,90	50,10	2,65
8	1	1539,10	79,80	2,65
11	1	1450,00	40,03	2,00
7	1	1539,10	79,80	1,35
23	2	1539,10	79,80	1,35
13	1	1450,00	65,00	1,00
10	1	1599,85	65,00	2,00
19	2	1360,90	79,80	1,35
5	1	1539,10	50,10	1,35
32 (C)	2	1450,00	65,00	2,00
17	2	1360,90	50,10	1,35
12	1	1450,00	89,97	2,00
16 (C)	1	1450,00	65,00	2,00
3	1	1360,90	79,80	1,35
4	1	1360,90	79,80	2,65

Fonte: Autor, 2016

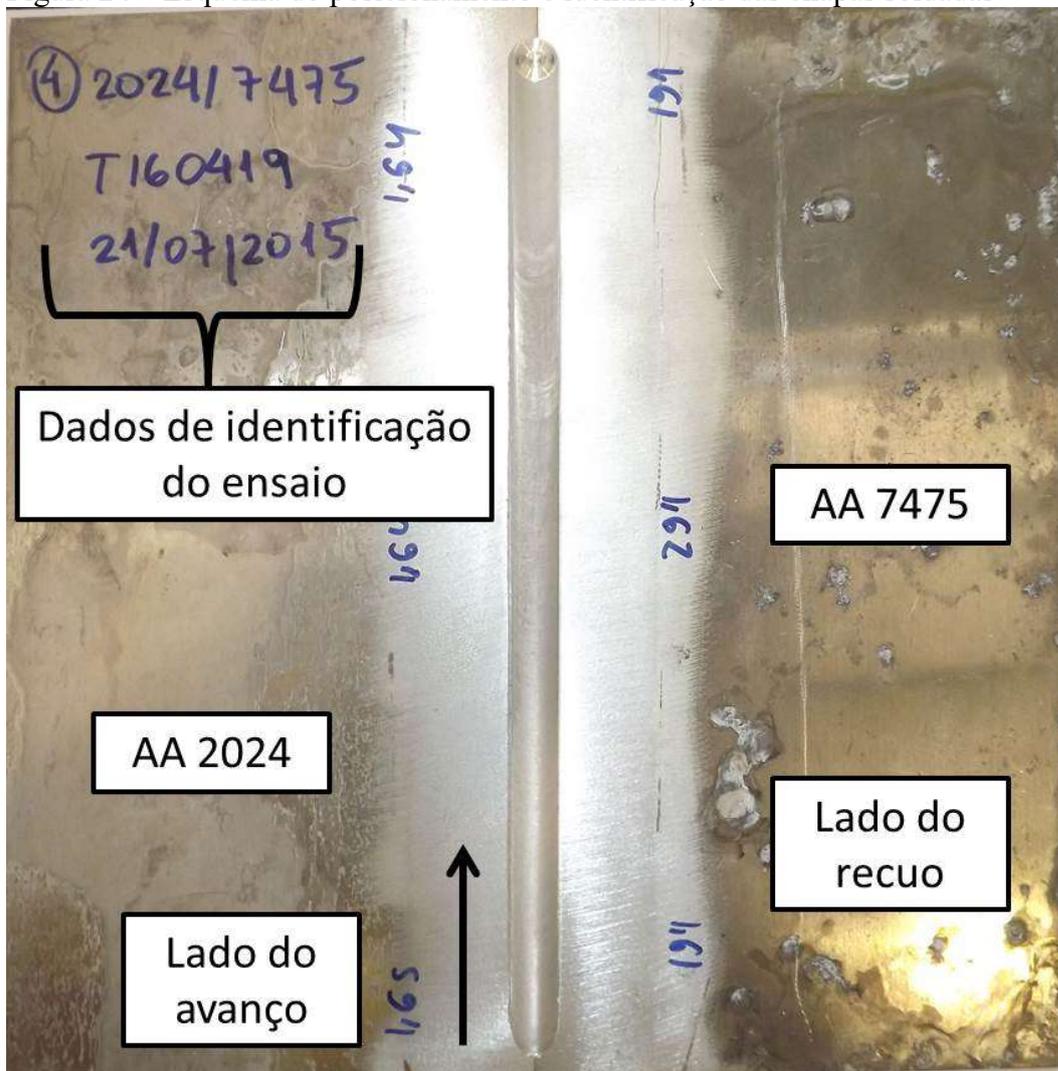
3.2 Execução da soldagem

As amostras foram soldadas em máquina própria para FSW e a temperatura externa na ZTMA foi mensurada durante o processo.

3.2.1 Material de base

Foram utilizadas 32 chapas de AA 2024-T4 e 32 chapas de AA 7475-T6 de espessura de 1,6 mm, cortadas nas medidas de 200 mm x 80 mm como material de base. O posicionamento das chapas foi feito conforme observado na Figura 24, sendo sempre a chapa de AA2024 posicionada no lado do avanço e a chapa de AA7475 no lado do retrocesso, a fim de evitar a formação de defeito do tipo *kissing bond*.

Figura 24 – Esquema do posicionamento e identificação das chapas soldadas



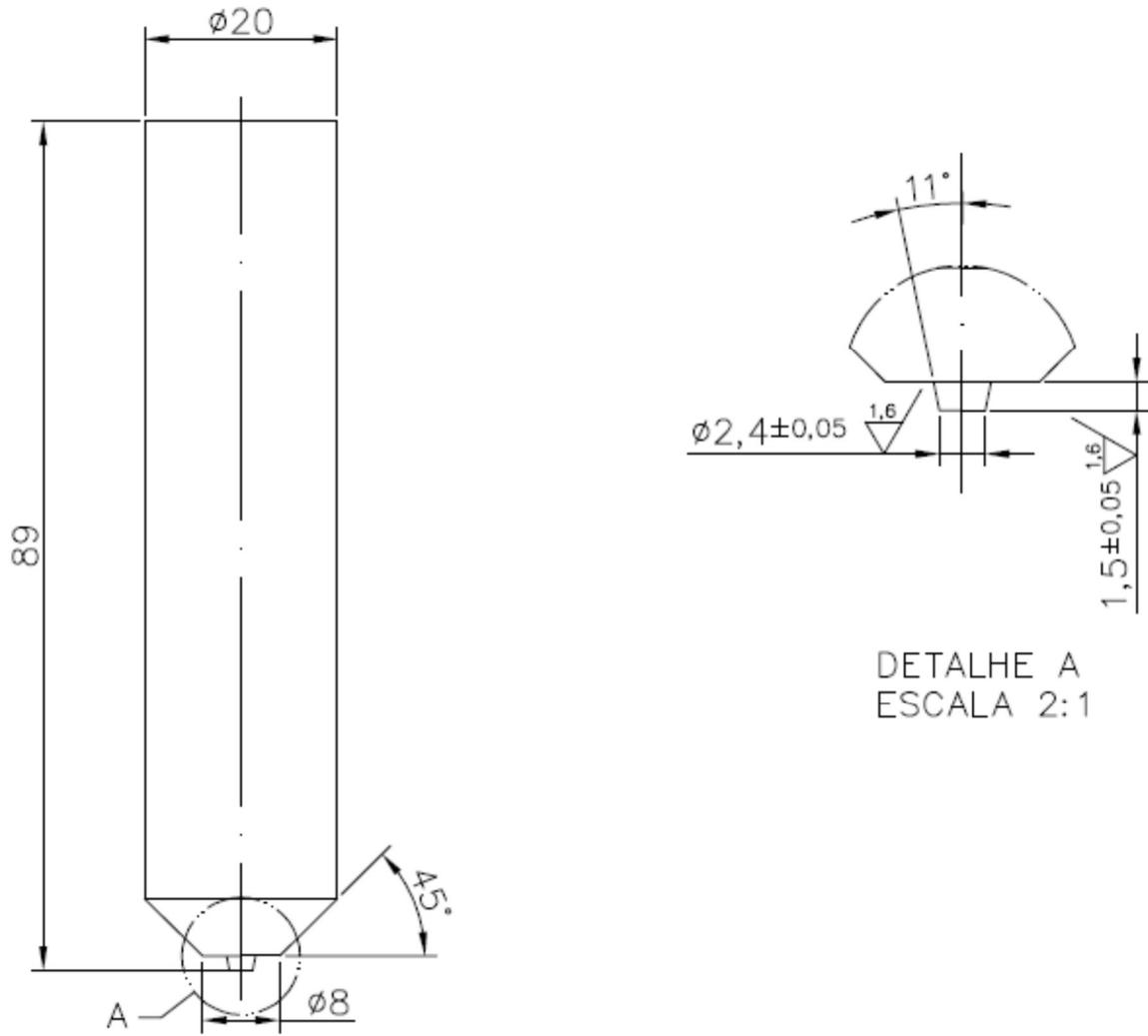
Fonte: Autor, 2015

3.2.2 Ferramenta

A ferramenta foi usinada em aço H13, temperada e duplamente revenida a 46 HRC e posteriormente teve a ponta nitretada à plasma a 1000 HV para aumento da dureza superficial e resistência ao desgaste. As dimensões – apresentadas na Figura 25 - seguiram os critérios de projeto apresentados anteriormente para dimensionamento do ombro e pino conforme espessura da chapa a ser soldada de 1,6 mm. Após a fabricação da ferramenta foi requerido a execução de um rebaixo no esmeril para a acomodação do parafuso de fixação do cabeçote da máquina de soldagem, conforme se vê na

Figura 26.

Figura 25 – Dimensões da ferramenta utilizada para soldagem FSW



Fonte: Autor, 2015

Figura 26 – Ferramenta utilizada para soldagem



Fonte: Autor, 2015

3.2.3 Máquina

Para a execução da soldagem foi utilizado o equipamento para *Friction Stir Processing* do fabricante *Manufacturing Technology, Inc.* ilustrado na Figura 27, em parceria com o Instituto de Pesquisas Tecnológicas (IPT) de São José dos Campos, com 5 eixos de movimento, onde o eixo-árvore disponibilizou uma potência de 30kW, força axial máxima de 80kN, torque máximo de 280 N.m, velocidade de avanço máxima de 3000 mm/min, rotação máxima de 3000 rpm e uma mesa de tamanho 3800 mm x 3900 mm .

Figura 27 – Equipamento de *Friction Stir Processing*



Fonte: IPT, 2015

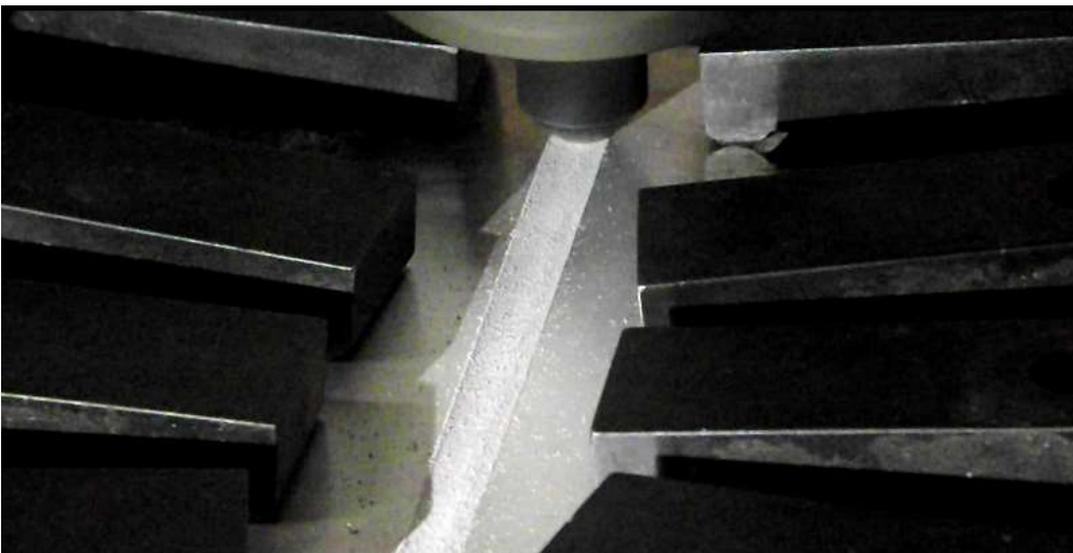
A máquina foi programada através de Comando Numérico (CNC) para execução da soldagem. Seu cabeçote (Figura 28) era instrumentado, permitindo a obtenção do torque e esforços axiais e transversais durante o processo de soldagem (Figura 29).

Figura 28 – Detalhe do cabeçote do equipamento.



Fonte: IPT, 2015

Figura 29 – Execução da soldagem



Fonte: Autor, 2015

3.3 Medição de temperatura

Para medição da temperatura na zona de solda durante o processo, foi utilizada a câmera termográfica FLIR T-450sc representada na Figura 30 com capacidade para medir temperaturas de -40°C à 1500°C conforme descrito na Tabela 6 de propriedades do equipamento.

Figura 30 – Câmera termográfica FLIR T-450sc



Fonte: FLIR Datasheet, 2014

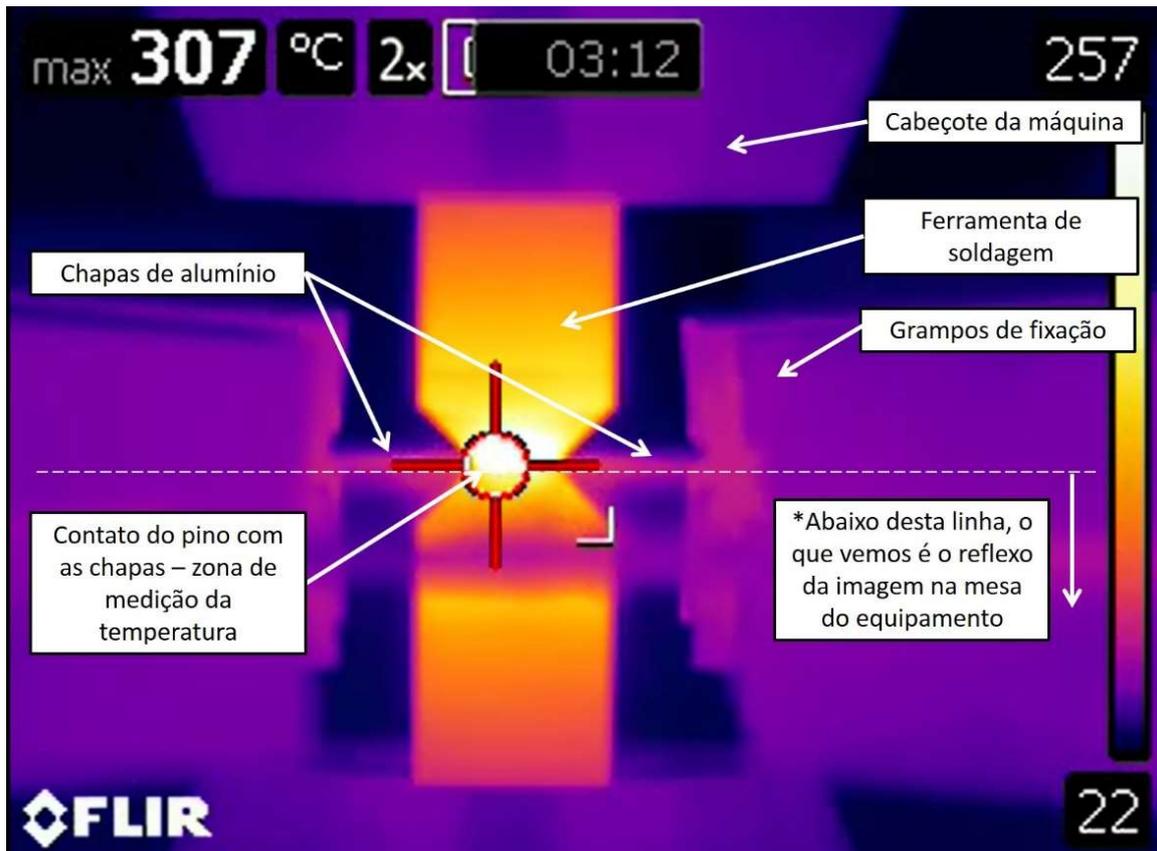
Tabela 6 – Propriedades e especificações da câmera termográfica FLIR T450sc

Sistema	
Tipo de detector	Microbolômetro não-resfriado
Faixa espectral	7,5 à 13 μm
Resolução	320 x 240
Passo do detector	25 μm
NETD	<30 mK
Imagem/Eletrônica	
Constante de tempo	<12 ms
Taxa de frames	30 Hz
Faixa dinâmica	14-bit
Medição	
Faixa de temperatura padrão	-40°C à $+1500^{\circ}\text{C}$ (-40°F à $+2732^{\circ}\text{F}$)
Precisão	$\pm 1^{\circ}\text{C}$ $\pm 1\%$ (faixa limitada)

Fonte: FLIR Datasheet, 2014

A mesma foi posicionada paralelamente à ferramenta de solda, proporcionando uma visão frontal do processo e da zona termicamente afetada, conforme Figura 31, onde é possível visualizar uma imagem de um dos vídeos gerados pela câmera termográfica.

Figura 31 – Medição de temperatura utilizando a câmera térmica.



Fonte: Autor, 2015

A câmera possibilitou a filmagem de todo o processo, desde a descida da ferramenta até sua saída das chapas.

Para a análise estatística foi utilizado o valor médio de temperatura após a entrada do processo em regime, ou seja, após a estabilidade do processo no avanço parametrizado, para isso foi determinado o tempo inicial de regime e tempo em que o ombro saiu de cada amostra, conforme dados extraídos do arquivo de programação da máquina de FSW, e então, foram tabulados os valores de temperatura obtidos na filmagem a cada 10 segundos, dentro do intervalo de tempo entre a estabilidade do regime e a saída do ombro da ferramenta. Por fim, foi feita a média dos valores obtidos dentro do intervalo estabelecido para cada amostra.

3.4 Medição de tensão residual transversal

A medição de tensão residual foi feita nos sentidos transversal e longitudinais a fim de verificar os valores introduzidos pelo processo.

3.4.1 Máquinas e equipamentos

Para medição das tensões residuais transversais foi utilizado o difratômetro de raios X do Centro Universitário FEI, do fabricante Shimadzu, modelo XRD-7000 ilustrado na Figura 32. O equipamento possui goniômetro vertical de alta precisão e uma capacidade ampla de análise de amostras, suportando dimensões de 400 mm de comprimento x 550 mm de profundidade x 400 mm de altura. Para a difração das chapas de alumínio, foi utilizado o tubo de raios X de Cr e filtro de Vanádio, e parâmetros de varredura conforme Tabela 7.

Figura 32 – Difratômetro Shimadzu XRD-7000.



Fonte: Autor, 2016

Tabela 7 – Parâmetros para medição de tensão residual no difratômetro de raios X.

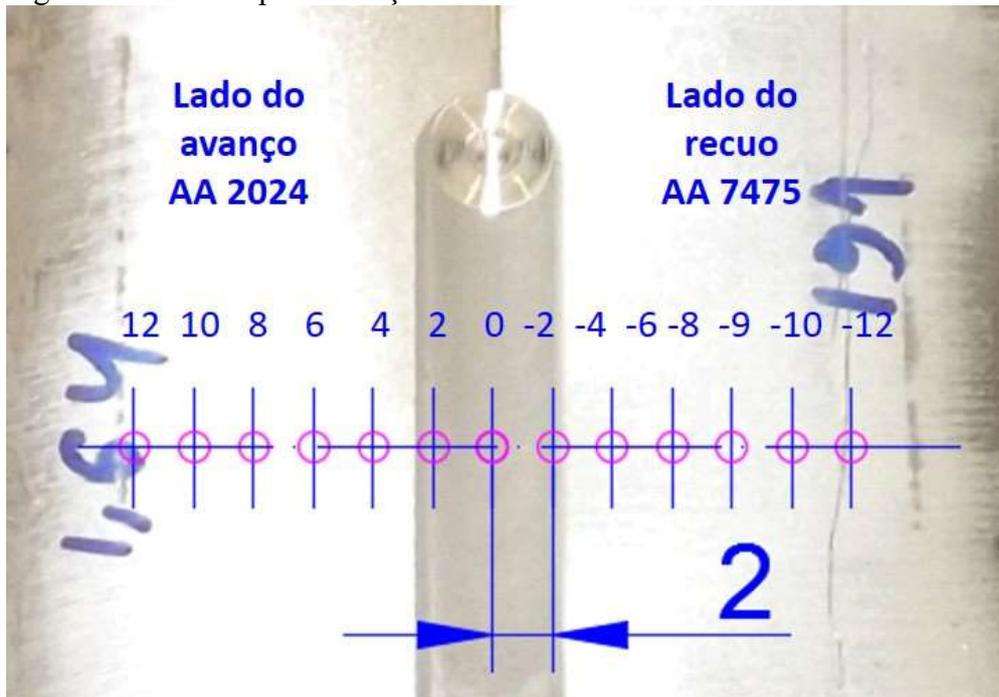
Parâmetros do equipamento para medição de tensão residual		
$\psi 1$	[°]	0
$\psi 2$	[°]	15
$\psi 3$	[°]	30
$\psi 4$	[°]	45
Modo de varredura	-	Varredura constante
Método de tensão	-	Psi 0 constante
Eixo de varredura	-	2Theta
Amplitude de varredura	[°]	137 - 142
Passo	[°]	0,1
Velocidade de varredura	[°/min]	5
Tensão	kV	30
Corrente	mA	40
K_{AA2024}	[kg/mm ² /°]	-17,4
K_{AA7475}	[kg/mm ² /°]	-18,9
Kmistura (ponto 0)	[kg/mm ² /°]	-18,15

Fonte: Autor, 2016

3.4.2 Método de medição

Foi mensurado um perfil de tensão residual na superfície das chapas, através da medição em 13 pontos, sendo o ponto inicial no centro do cordão de solda (ponto 0), 6 pontos do lado do avanço e 6 pontos do lado do retrocesso. Os pontos foram espaçados de 2 mm conforme Figura 33.

Figura 33 – Pontos para medição de tensão residual transversal



Fonte: Autor, 2016

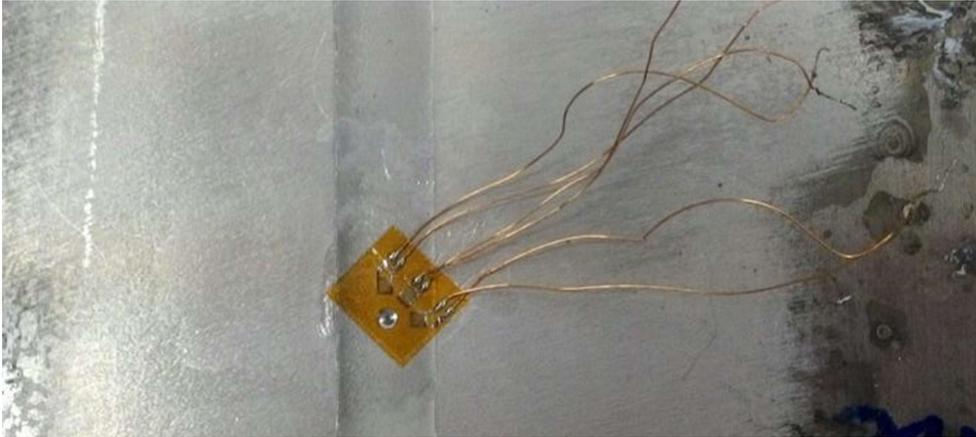
Além dos 13 pontos, foi feita a medição total de 2 chapas a fim de se verificar a tendência do comportamento da tensão residual transversal ao longo da chapa.

3.5 Medição da tensão residual longitudinal

A tensão residual no sentido longitudinal das chapas, ou seja, ao longo do cordão de solda, foi mensurada através do método do furo-passante, uma vez que, o curso no sentido longitudinal do difratômetro de raios X não era suficiente para as dimensões das chapas e o corte das mesmas para essa adequação resultaria no alívio das tensões antes da medição. Assim, optou-se pelo método do furo-passante, executado pelo equipamento da SINT – MTS3000, disponível no Centro Universitário FEI e adequado para utilização em chapas finas.

As chapas foram instrumentadas com extensômetros do tipo roseta 062RE, conforme Figura 34.

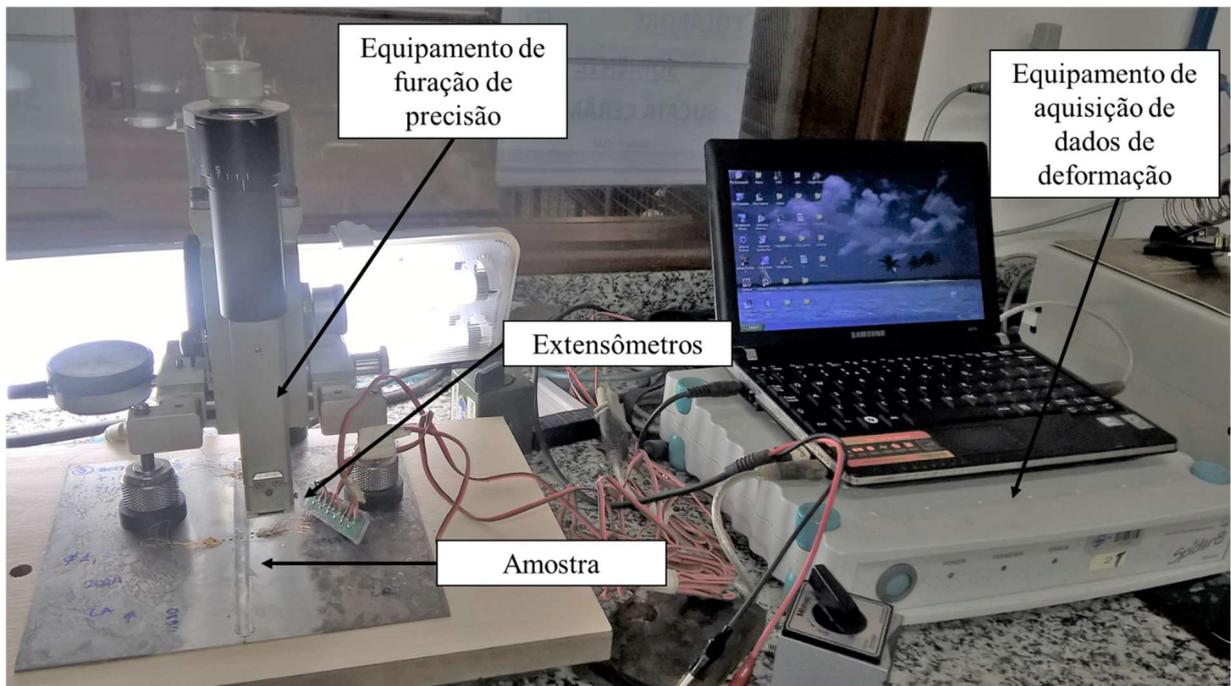
Figura 34 – Roseta colada ao longo do cordão de solda



Fonte: Autor, 2016

As rosetas foram ligadas ao sistema de aquisição de dados *Spider 8* para a obtenção das deformações aliviadas durante a furação. O esquema de montagem do ensaio é demonstrado na Figura 35.

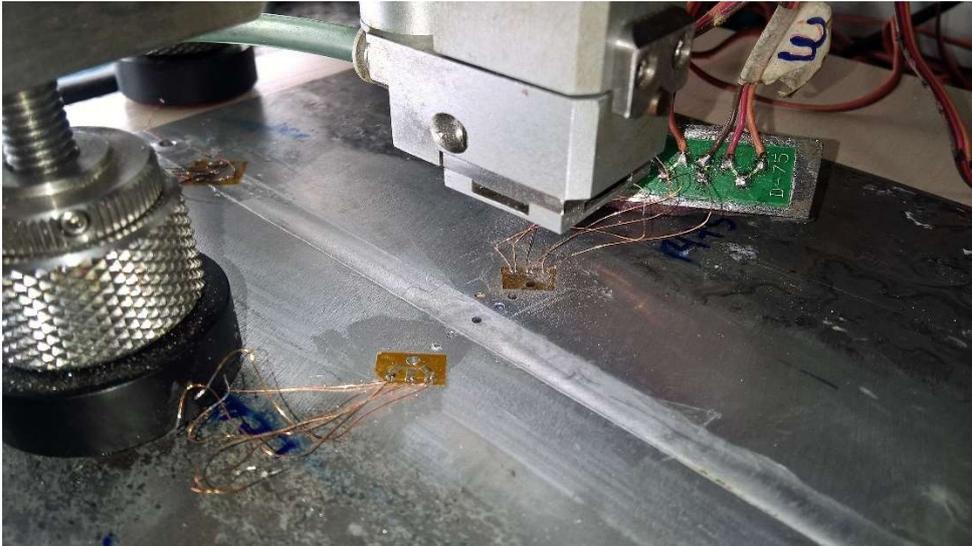
Figura 35 – Disposição dos equipamentos para ensaio furo-passante



Fonte: Autor, 2016

O diâmetro da broca utilizada foi de 1,6 mm e foram feitos 7 furos, sendo 1 no centro da solda, 3 no lado do avanço e 3 ao lado do recuo, todos distantes 3 mm entre si, conforme Figura 36.

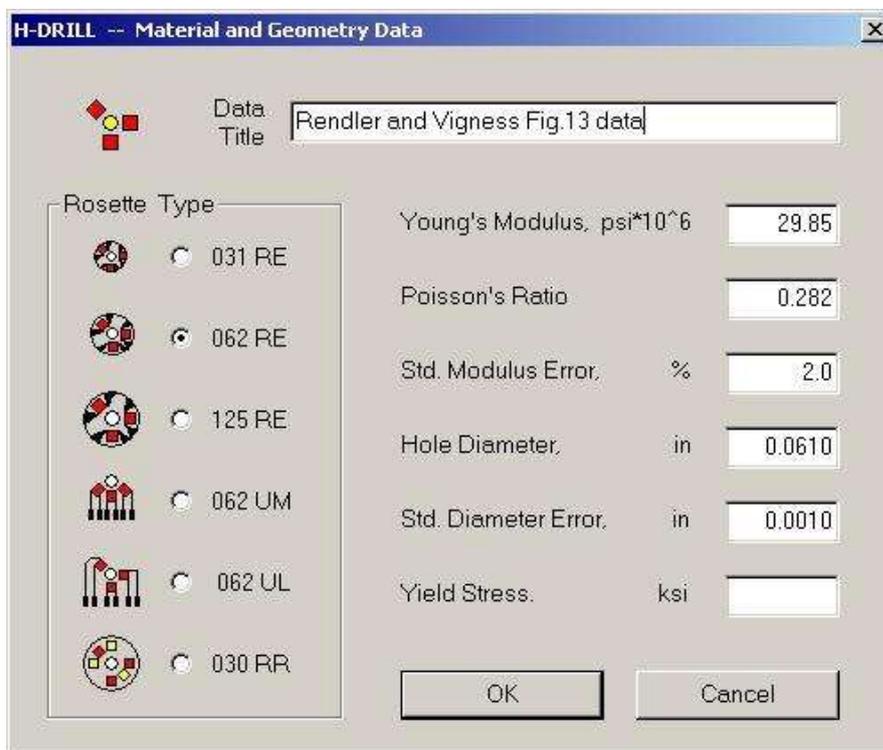
Figura 36 – Furação para obtenção das tensões residuais longitudinais



Fonte: Autor, 2016

Para a conversão das deformações em tensões máximas foi utilizado o *software* H-DRILL (SCHAJER, 2013), onde foi necessário a inserção das propriedades mecânicas do material, conforme Figura 37.

Figura 37 – Tela de inserção de dados do H-DRILL



Fonte: (SCHAJER, 2013)

3.6 Medição de dureza por microindentação

A medição de dureza por microindentação foi realizada a fim de verificar o perfil dos resultados na zona afetada pela solgadem.

3.6.1 Preparação das amostras

As chapas de umas das réplicas do experimento foram cortadas em jato d'água nas dimensões aproximadas de 50 mm x 50 mm para acomodamento no microdurômetro e lixadas e polidas para que permitissem a visualização da indentação da ponta do durômetro.

3.6.2 Máquinas e equipamentos

Para a medição de dureza utilizou-se o microdurômetro da marca Shimadzu, modelo HMV-2 (Figura 38) com capacidade de carga de 19,61 N. Foi mensurada a dureza Vickers HV0,5, com uma carga aplicada de 0,5 N por 15 segundos.

Figura 38 – Microdurômetro HMV-2



Fonte: Autor, 2016

Para a obtenção do valor da dureza foi utilizado o microscópio BX-60 da marca Olympus (Figura 39) e o software *analySIS docu* também da fabricante Olympus, que permitiu a obtenção de imagens da impressão realizada pelo durômetro e medição das arestas, além da tabulação dos valores obtidos.

Figura 39 – Microscópio Olympus BX-60

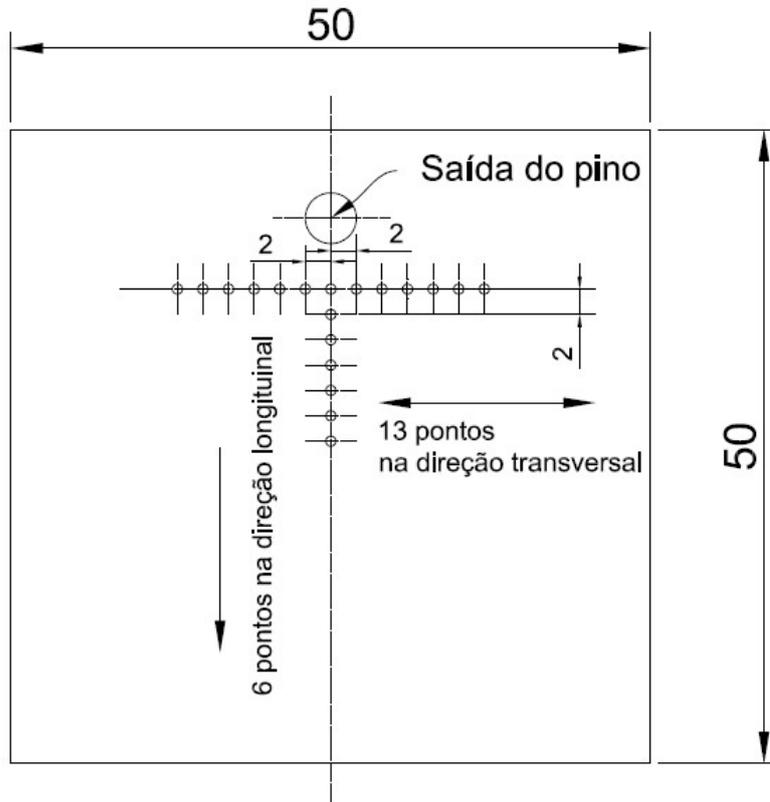


Fonte: Autor, 2016

3.6.3 Método de medição

Foi realizado o perfil de microdureza no sentido transversal e longitudinal de todas as chapas de uma das réplicas do experimento. No sentido transversal foram indentados 13 pontos, sendo o ponto central, 6 pontos ao lado do recuo e 6 pontos ao lado do avanço distantes de 2 mm entre si. No sentido longitudinal foram indentados 6 pontos, também distantes de 2 mm, conforme desenho esquemático da Figura 40.

Figura 40 – Esquema de pontos de microdureza



Fonte: Autor, 2016

3.6.4 Microscopias ótica e eletrônica de varredura

Após todos os ensaios, as amostras foram submetidas a microscopia ótica e eletrônica de varredura.

3.6.5 Máquinas e equipamentos

Para efetuar a análise foram utilizados os seguintes equipamentos:

- serra manual: utilizada para usinar as amostras na dimensão necessária para embutimento;
- máquina de embutimento semi-automático Techpress 2 - Allied: utilizada para embutir as amostras em resina de cura quente (baquelite);
- politrizes, lixas e pasta de diamante: foi utilizada politriz manual com lixas de granulometria de 220, 400 e 600 *mesh* para refinamento da superfície e finalização com pasta de diamante de granulometria de 1 μ m;

- d) reagente de Keller: elaborado pelo Centro de Laboratórios Químicos da FEI, composto de 190 ml de água destilada, 5 ml de ácido nítrico, 3 ml de ácido clorídrico e 2 ml de ácido fluorídrico;
- e) microscópio ótico Olympus BX60: utilizado para a visualização do tamanho de grão em cada região da solda;
- f) microscópio eletrônico de varredura CamScan CS3200LV com espectroscopia de energia dispersiva (EDS): utilizado para visualização de defeitos e identificação dos elementos de liga presentes em cada lado da solda e na região da mistura;

3.6.5.1 Preparação das amostras

As 3 amostras foram serradas manualmente com a dimensão de 20mm x 40 mm, embutidas em baquelite e então, foram lixadas nas politrizes manuais com as lixas de granulometria 220, 400 e 600 sequencialmente, sempre utilizando álcool etílico absoluto para a lubrificação, até que as superfícies estivessem livres de riscos, fato que foi constatado com a visualização em microscópio ótico a cada sequência de polimento e o acabamento final foi feito com pasta de diamante de granulometria de 1 μ m.

As amostras polidas foram limpas com álcool etílico e algodão embebido em água, a fim de retirar qualquer impureza decorrente do polimento.

Com o auxílio de um tenaz, cada amostra foi mergulhada em um recipiente com o reagente de Keller por 20 segundos e após este tempo foi limpa em água corrente e seca em secador de bancada.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos pela análise estatística dos resultados experimentais, bem como sua correlação com as microscópias.

4.1 Resultados

Na Tabela 8 são mostrados os resultados das variáveis dependentes:

Tabela 8 – Resultados obtidos de esforços e temperatura

Amostra	Réplica	Variáveis independentes			Variáveis dependentes				
		n [rpm]	f [mm/min]	a [°]	Fp [N]	Mt [N.m]	Ff [N]	T [°C]	Dureza [HV]
21	2	1539,10	50,10	1,35	2635,76	8,58	793,99	335	161
1	1	1360,90	50,10	1,35	3128,00	10,49	393,31	346	164
25	2	1300,15	65,00	2,00	3589,96	11,44	626,10	355	152
20	2	1360,90	79,80	2,65	3426,81	10,97	499,32	355	166
26	2	1599,85	65,00	2,00	2982,12	10,49	964,81	351	157
9	1	1300,15	65,00	2,00	3717,89	10,97	628,09	350	152
27	2	1450,00	40,03	2,00	2122,73	10,01	576,88	273	135
15 (C)	1	1450,00	65,00	2,00	1668,64	9,06	387,75	187	153
24	2	1539,10	79,80	2,65	2662,02	10,97	654,14	278	166
6	1	1539,10	50,10	2,65	2628,30	10,49	726,29	282	155
29	2	1450,00	65,00	1,00	1764,07	9,06	404,73	176	152
28	2	1450,00	89,97	2,00	1726,23	9,06	310,67	200	160
14	1	1450,00	65,00	3,00	3153,27	10,49	486,01	285	174
31 (C)	2	1450,00	65,00	2,00	1622,41	9,06	303,92	196	153
18	2	1360,90	50,10	2,65	2894,69	10,49	495,88	267	153
30	2	1450,00	65,00	3,00	3242,02	10,49	488,90	285	174
22	2	1539,10	50,10	2,65	2553,50	8,58	601,01	272	155
2	1	1360,90	50,10	2,65	2833,48	10,97	418,41	286	153
8	1	1539,10	79,80	2,65	3066,00	8,58	720,67	301	166
11	1	1450,00	40,03	2,00	2718,59	10,01	424,48	282	135
7	1	1539,10	79,80	1,35	2242,19	8,58	623,78	234	177
23	2	1539,10	79,80	1,35	2228,25	8,11	594,30	253	177
13	1	1450,00	65,00	1,00	1564,97	9,06	353,68	182	152
10	1	1599,85	65,00	2,00	2792,12	10,97	847,89	282	157
19	2	1360,90	79,80	1,35	2982,52	10,49	517,74	289	158
5	1	1539,10	50,10	1,35	2571,05	9,54	698,16	299	161
32 (C)	2	1450,00	65,00	2,00	1668,64	9,06	387,75	187	153
17	2	1360,90	50,10	1,35	2576,67	10,97	312,81	290	164
12	1	1450,00	89,97	2,00	3374,58	10,49	489,14	309	160
16 (C)	1	1450,00	65,00	2,00	1622,41	9,06	303,92	196	153
3	1	1360,90	79,80	1,35	3005,42	10,49	503,25	280	158
4	1	1360,90	79,80	2,65	3836,72	10,97	572,68	295	166

Fonte: Autor, 2015

Utilizando o software Statistica v10.0 foi efetuada a análise de variância (ANOVA) a fim de se estudar a influência das variáveis independentes, como rotação, avanço e ângulo de inclinação da ferramenta, sobre as variáveis dependentes escolhidas.

Para todas as variáveis foi utilizada a significância $p=0,05$.

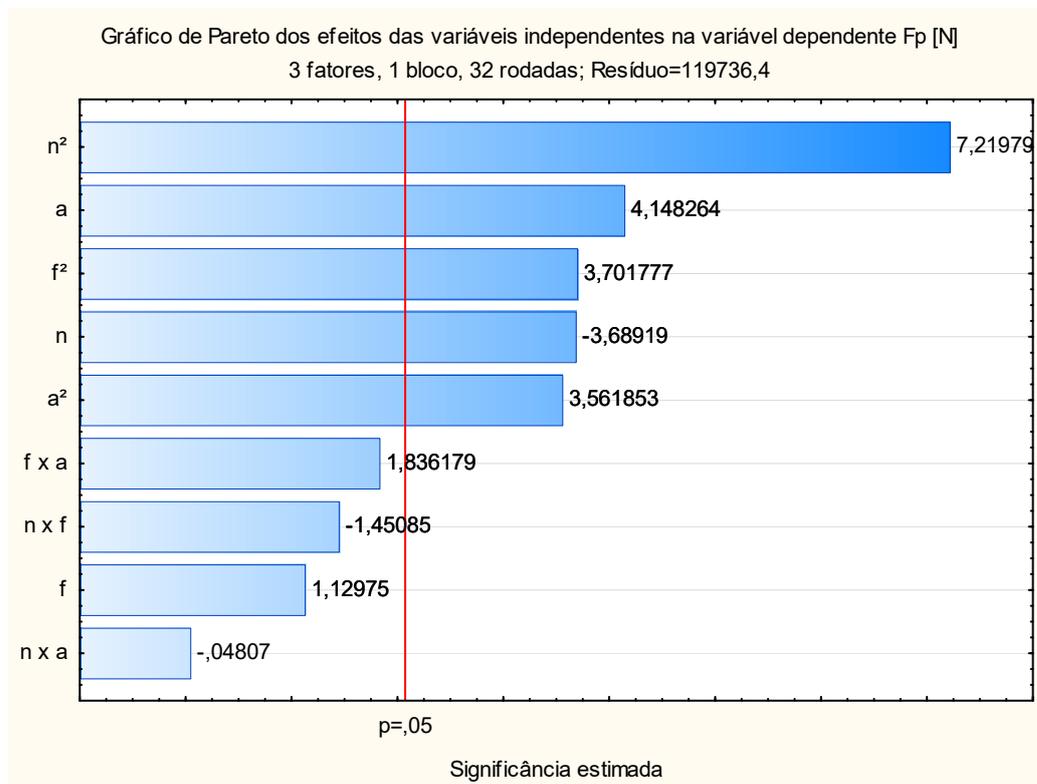
4.1.1 Força axial ou de penetração (Fp)

A força axial (Fp) é a força exercida no eixo da ferramenta acoplada ao cabeçote da máquina transversal às chapas durante a soldagem.

Obteve-se um $R^2=0,80528$ e um R^2 ajustado = $0,72562$, que significa que há uma aderência de aproximadamente 72% entre os valores obtidos experimentalmente e os valores da regressão. No diagrama de Pareto da Figura 41 é possível visualizar que os parâmetros que mais influenciam a variável Fp são a rotação (n), o ângulo de inclinação da ferramenta (a) e o avanço (f).

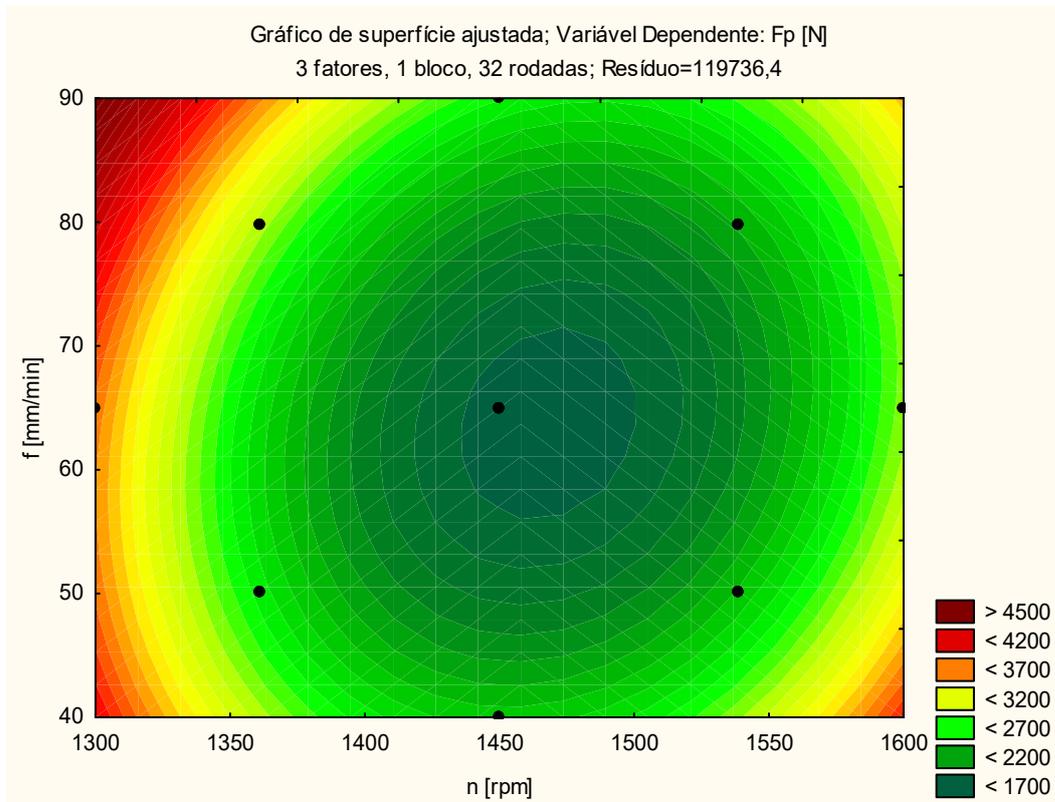
A Figura 42 apresenta a influência das variáveis f e n na variável Fp e a Figura 43 das variáveis a e n na variável Fp.

Figura 41 – Diagrama de Pareto da variável dependente Fp



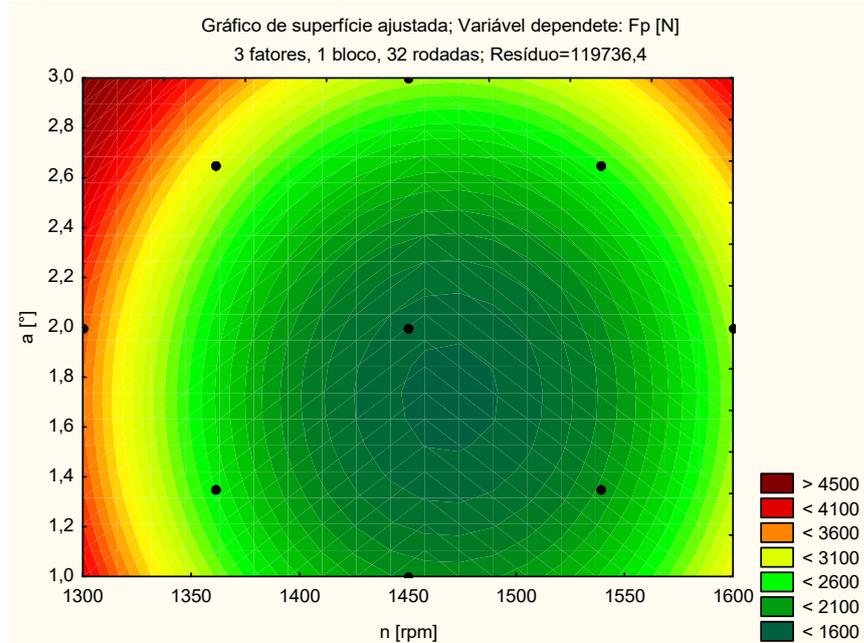
Fonte: Autor, 2016

Figura 42 – Gráfico de superfície da influência das variáveis f e n na variável F_p



Fonte: Autor, 2016

Figura 43 – Gráfico de superfície da influência das variáveis a e n na variável F_p



Fonte: Autor, 2016

4.1.2 Força de avanço (Ff)

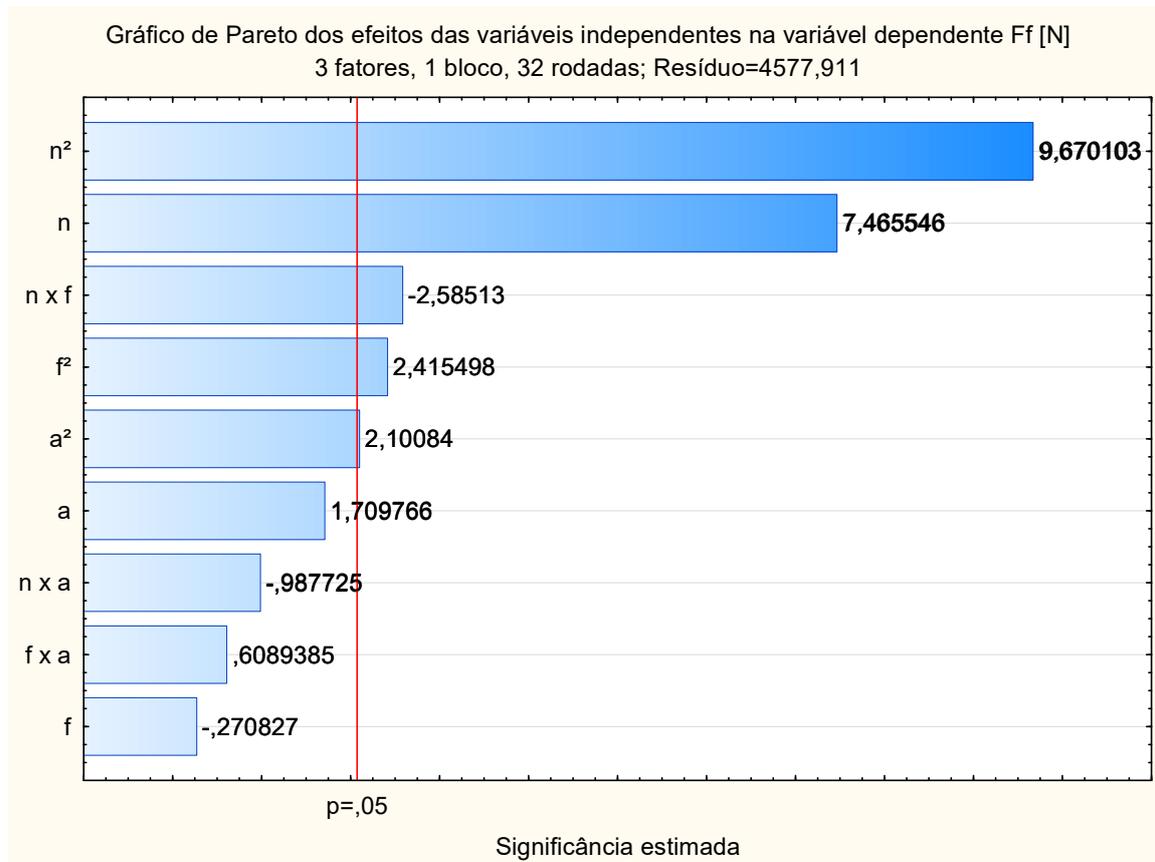
A força de avanço (Ff) é a força exercida pelo movimento linear da ferramenta na chapa, transversal à ferramenta e paralela às chapas durante a soldagem.

Obteve-se um $R^2=0,88204$ e um R^2 ajustado= $0,83379$, demonstrando uma aderência de aproximadamente 83% entre os dados experimentais e os obtidos por uma regressão, um valor considerado satisfatório.

Com a significância $p=0,05$, é observado no diagrama de Pareto da Figura 44, que as variáveis independentes que mais afetam a variável dependente Ff são, respectivamente: a rotação em seu quadrado (n^2) e linearmente (n), o produto da rotação pelo avanço ($n \times f$) e o avanço em seu quadrado (f^2).

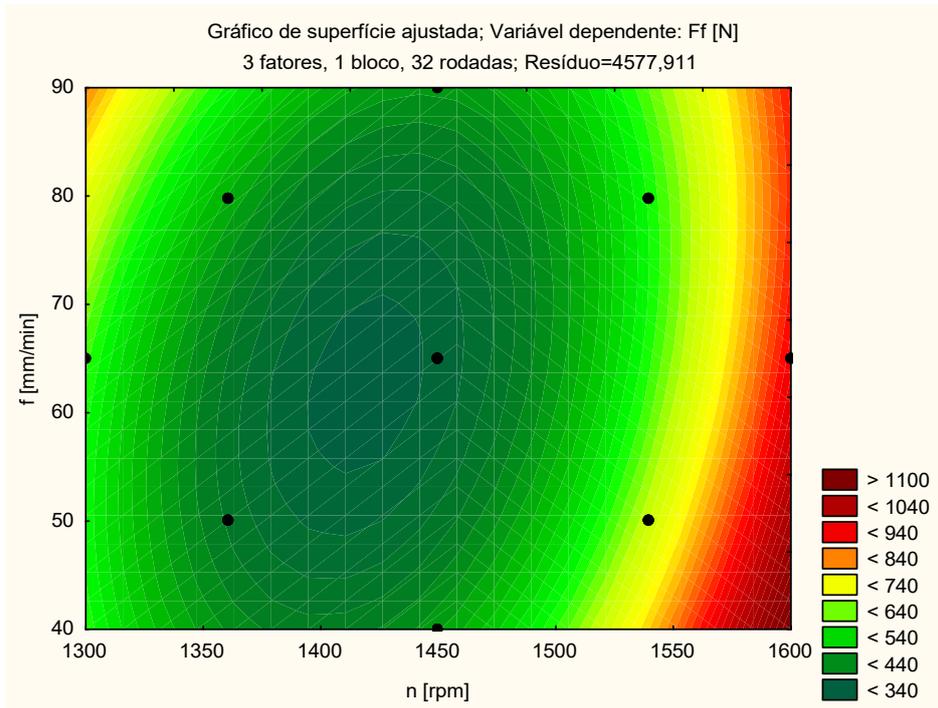
A Figura 45 apresenta o gráfico de superfície da influência das variáveis f e n na variável dependente Ff e a Figura 46 apresenta o mesmo para a influência das variáveis a e n.

Figura 44 - Diagrama de Pareto da variável dependente Ff



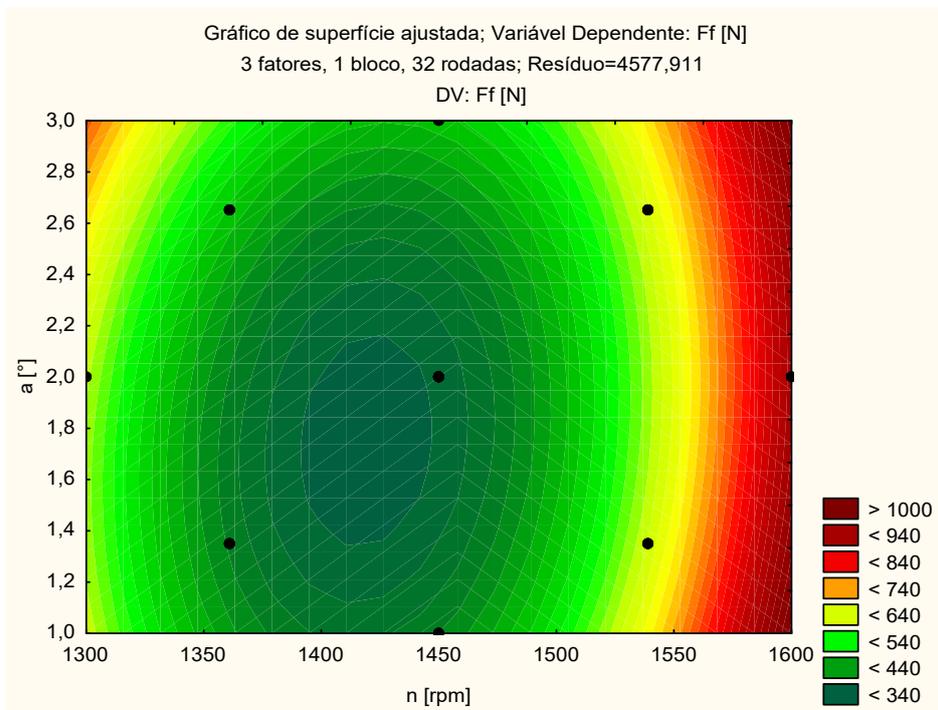
Fonte: Autor, 2016

Figura 45 - Gráfico de superfície da influência das variáveis n e f na variável F_f



Fonte: Autor, 2016

Figura 46 – Gráfico de superfície da influência das variáveis n e a na variável F_f



Fonte: Autor, 2016

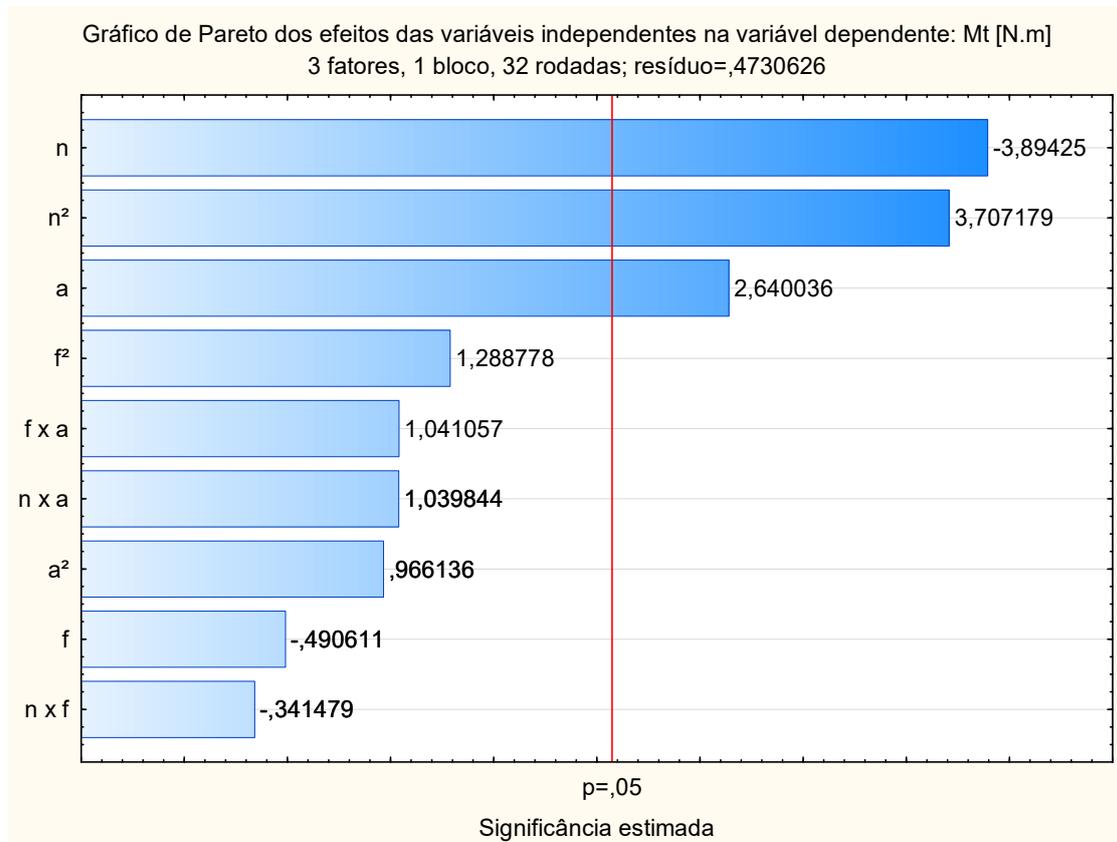
4.1.3 Torque (Mt)

O torque medido (Mt) é o torque no eixo do cabeçote, ou seja, o torque exercido na ferramenta de soldagem.

Na análise da variável dependente Mt obteve-se um $R^2=0,6373$ e R^2 ajustado = $0,48893$, valores baixos do ponto de vista estatístico, entretanto justificáveis devido às instabilidades do processo ocasionadas pela vibração decorrente da variação de esforços e não utilização de um mecanismo de controle das forças verticais (Fp). O diagrama de Pareto da Figura 47 demonstra a ordem de significância das variáveis independentes sobre a variável dependente Mt, sendo a mais significativa a rotação (n), seguida pelo seu quadrado (n^2) e por fim, o ângulo de inclinação da ferramenta (a).

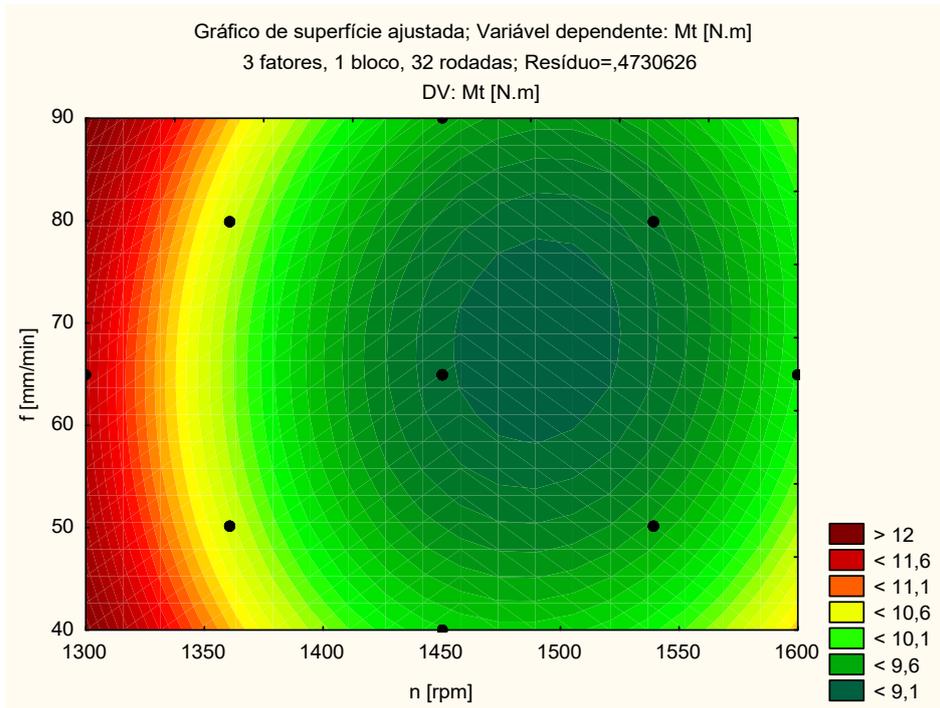
A Figura 48 apresenta o gráfico de superfície da influência das variáveis f e n na variável dependente Mt e a Figura 49 apresenta a superfície de influência das variáveis a e n sobre Mt.

Figura 47 - Diagrama de Pareto da variável dependente Mt



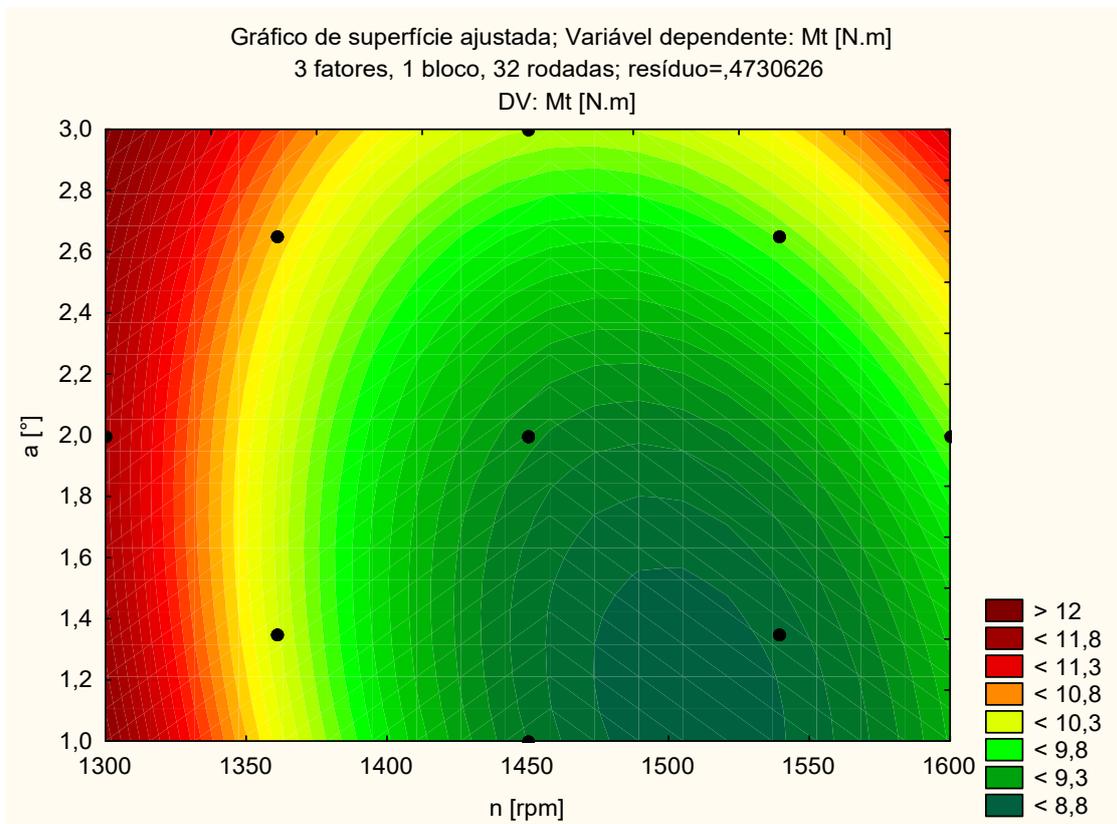
Fonte: Autor, 2016

Figura 48 - Gráfico de superfície da influência das variáveis n e f na variável Mt



Fonte: Autor, 2016

Figura 49 - Gráfico de superfície da influência das variáveis n e a na variável Mt



Fonte: Autor, 2016

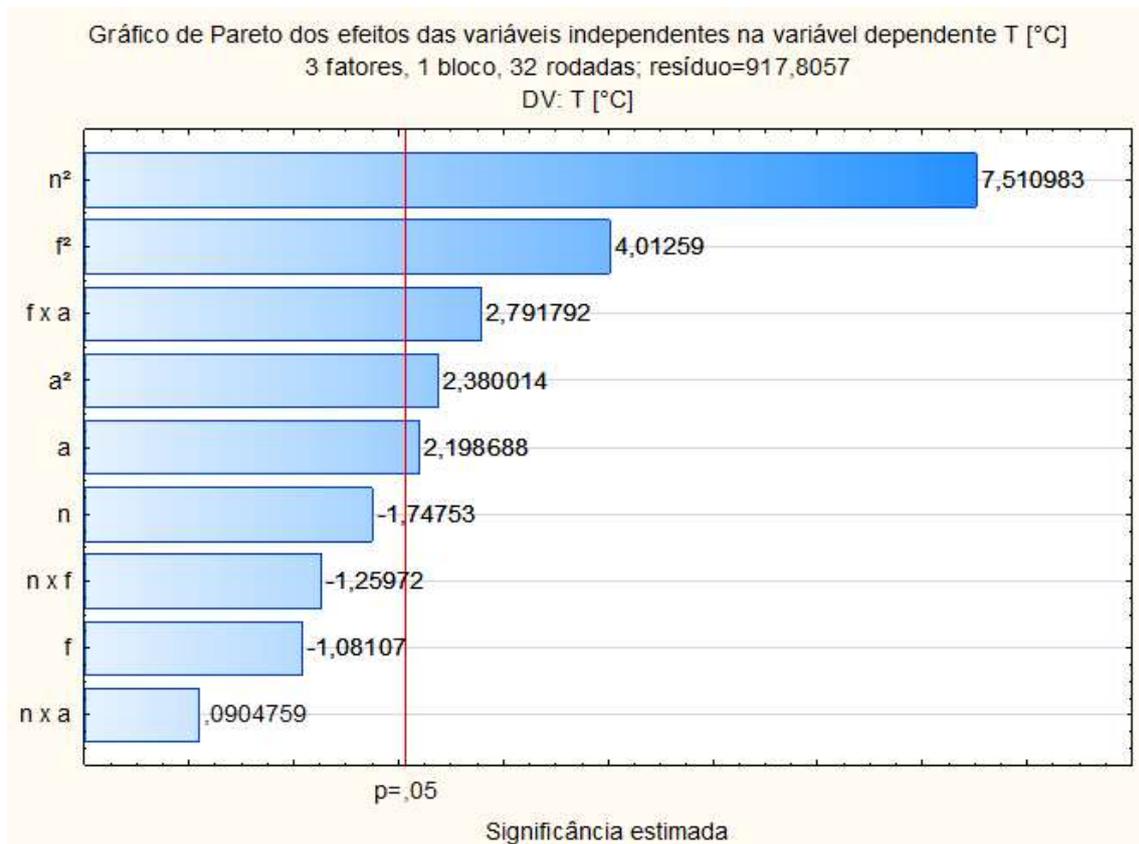
4.1.4 Temperatura (T)

A temperatura (T) medida com câmera termográfica foi obtida durante a filmagem do processo e os resultados tabulados são a média da temperatura externa na ZTMA durante o período de estabilidade do avanço, ou seja, do início do avanço nominal até antes da saída da ferramenta do cordão de solda. Para a variável de temperatura (T) foi obtido um $R^2=0,77743$ e um R^2 ajustado= $0,68637$, que representam valores satisfatórios, tendo em vista a baixa precisão do método de medição de temperatura devido ao uso da câmera termográfica.

As variáveis independentes que se mostraram dentro da significância $p=0,05$ foram, em ordem decrescente de importância, os quadrados rotação (n^2) e do avanço (f^2), o produto do avanço pelo ângulo de inclinação da ferramenta ($f \times a$) e o ângulo de inclinação da ferramenta em seu quadrado (a^2) e linearmente (a), conforme observado no diagrama de Pareto da Figura 50.

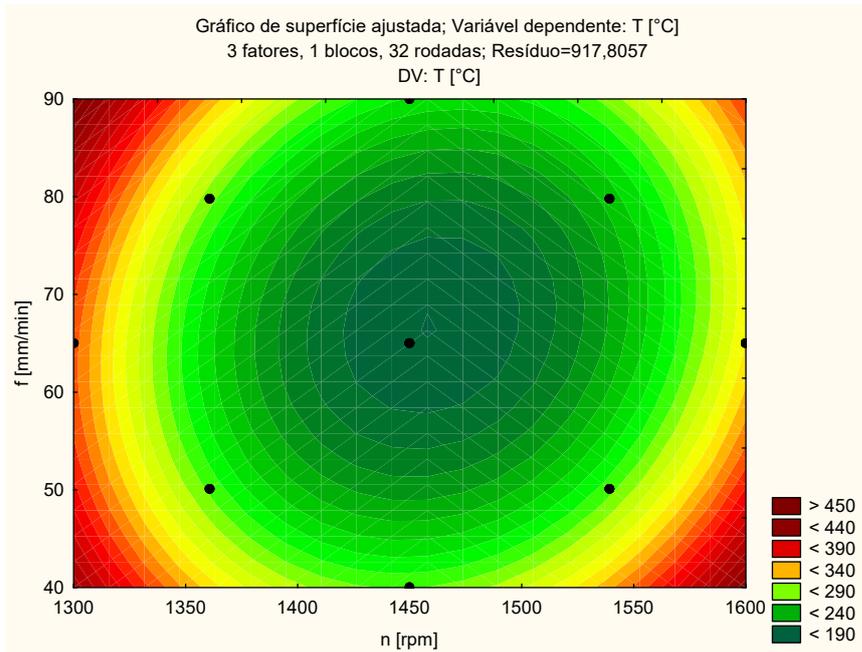
A Figura 51 apresenta o gráfico de superfície da influência das variáveis f e n na variável dependente T e a Figura 52 apresenta o mesmo para as variáveis f e a .

Figura 50 – Diagrama de Pareto da variável dependente T



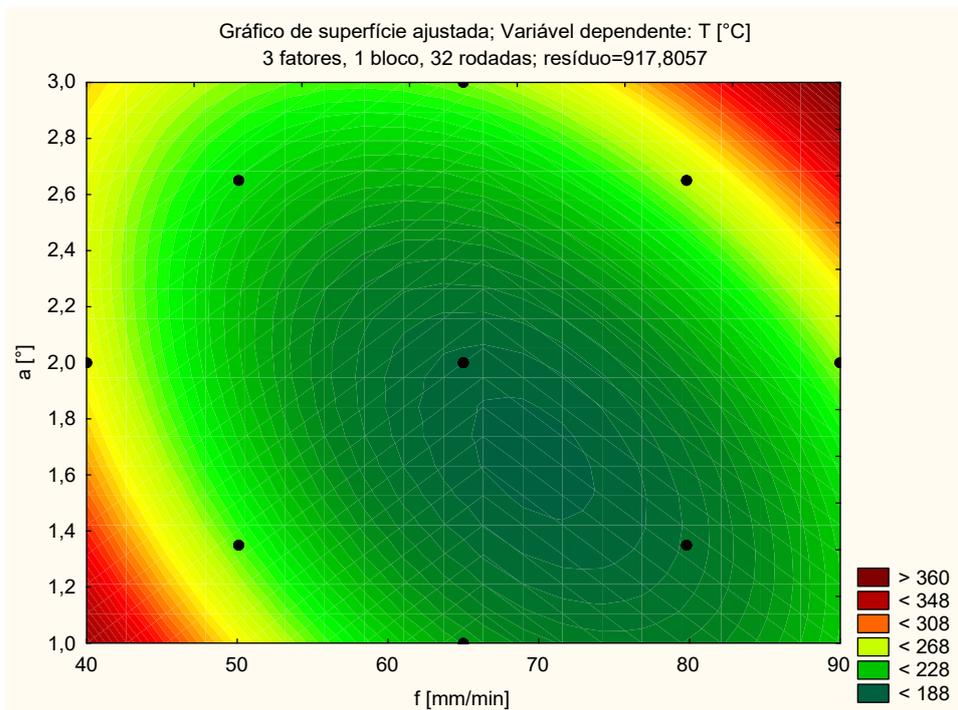
Fonte: Autor, 2016

Figura 51 – Gráfico de superfície da influência das variáveis f e n na variável T



Fonte: Autor, 2016

Figura 52 – Gráfico de superfície da influência das variáveis f e a na variável T



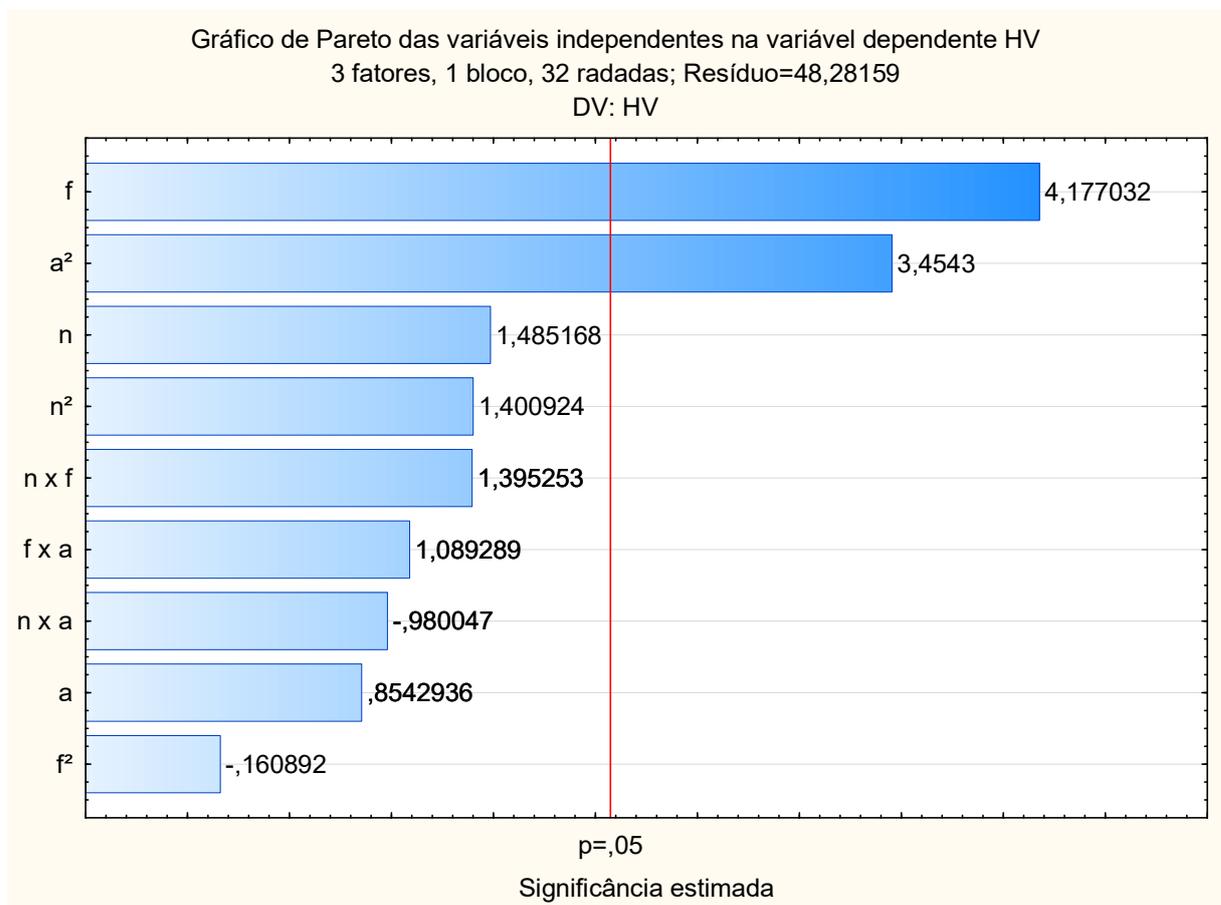
Fonte: Autor, 2016

4.1.5 Microdureza

A Figura 53 apresenta o diagrama de Pareto da significância das variáveis independentes sobre os resultados de dureza, sendo a variável mais significativa o avanço (f), seguido pelo ângulo de inclinação da ferramenta (a).

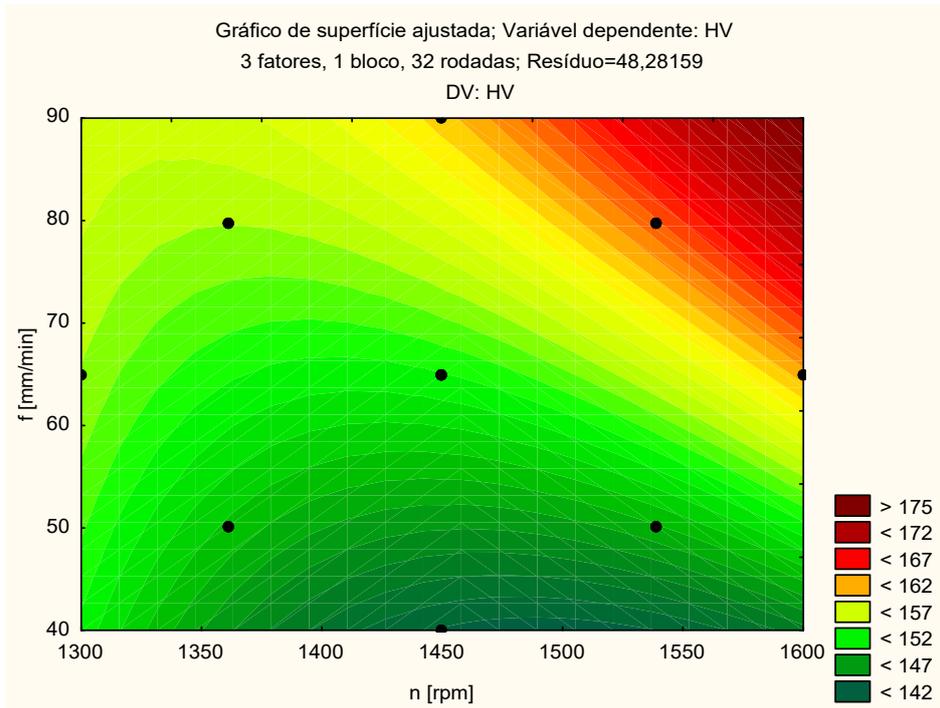
A Figura 54 apresenta a influência das variáveis f e n no resultado da dureza e a Figura 55 apresenta a influência das variáveis a e n no resultado obtido de dureza das chapas.

Figura 53 – Diagrama de Pareto da variável dependente HV



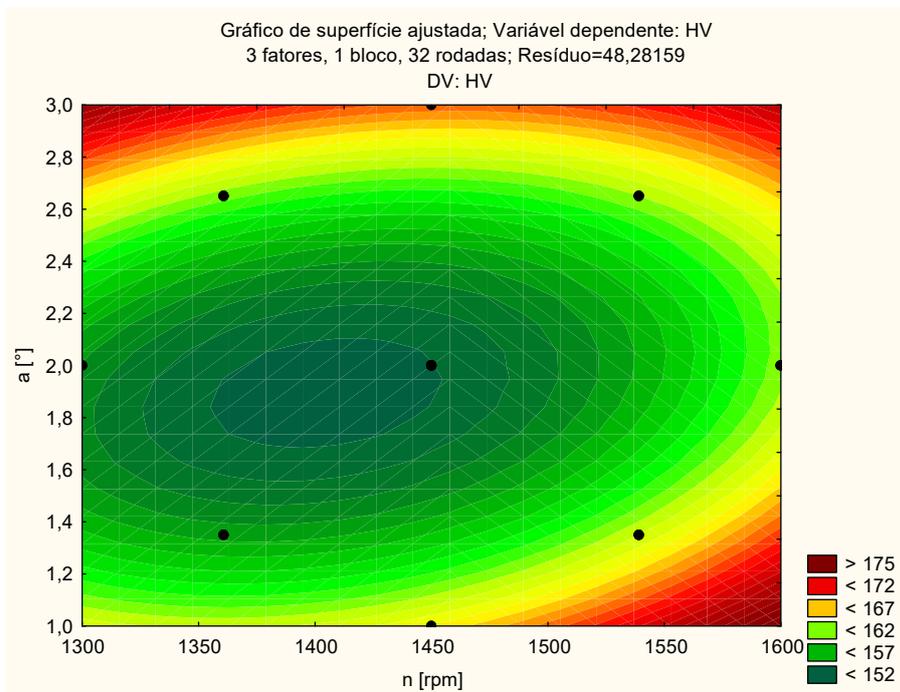
Fonte: Autor, 2016

Figura 54 – Gráfico de superfície da influência das variáveis f e n na dureza



Fonte: Autor, 2016

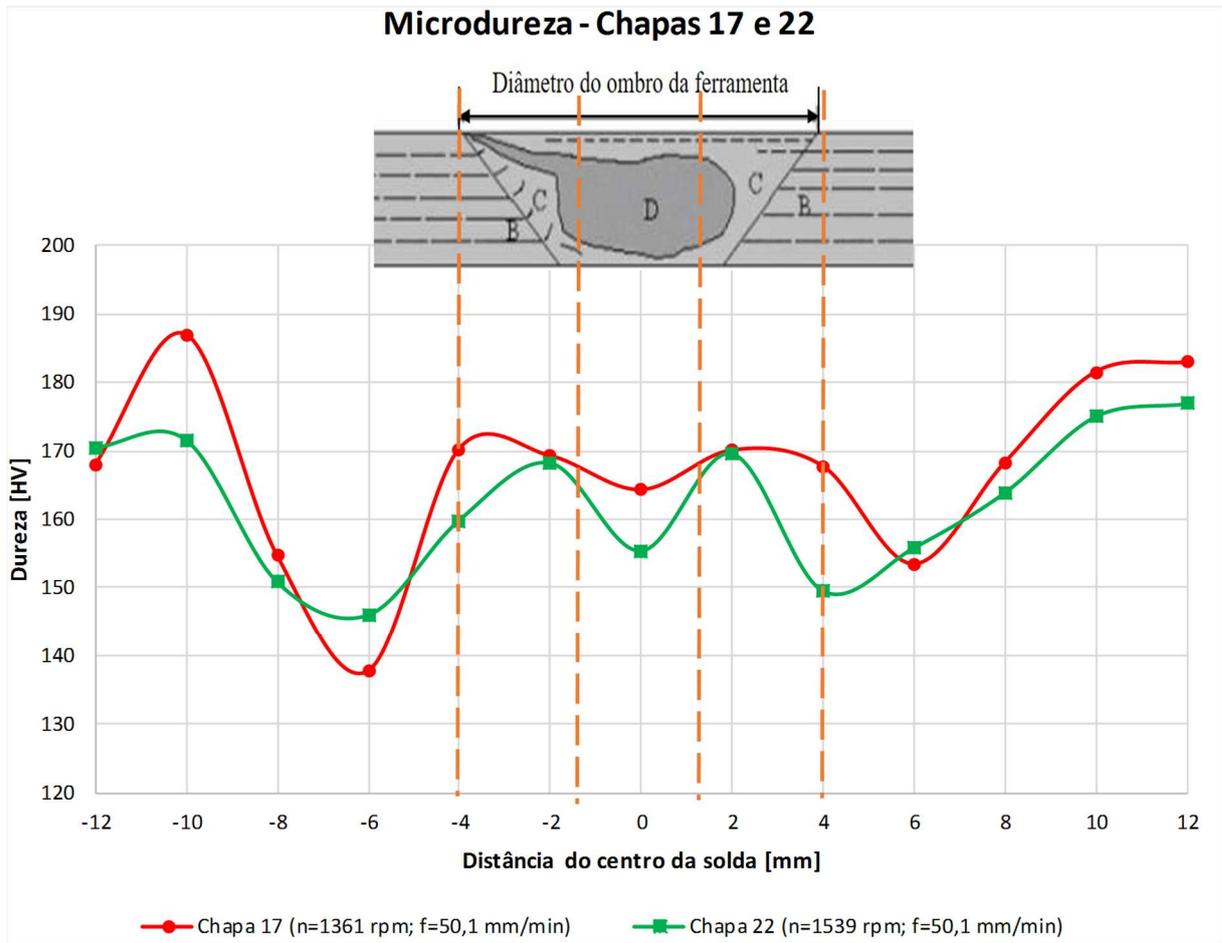
Figura 55 – Gráfico de superfície da influência das variáveis a e n na dureza



Fonte: Autor, 2016

A Figura 56 representa os perfis de microdureza das chapas 17 e 22, que foram soldadas utilizando o mesmo avanço (f) e rotações (n) diferentes.

Figura 56 – Efeito da rotação no perfil de microdurezas na zona afetada pela soldagem das chapas 17 e 22



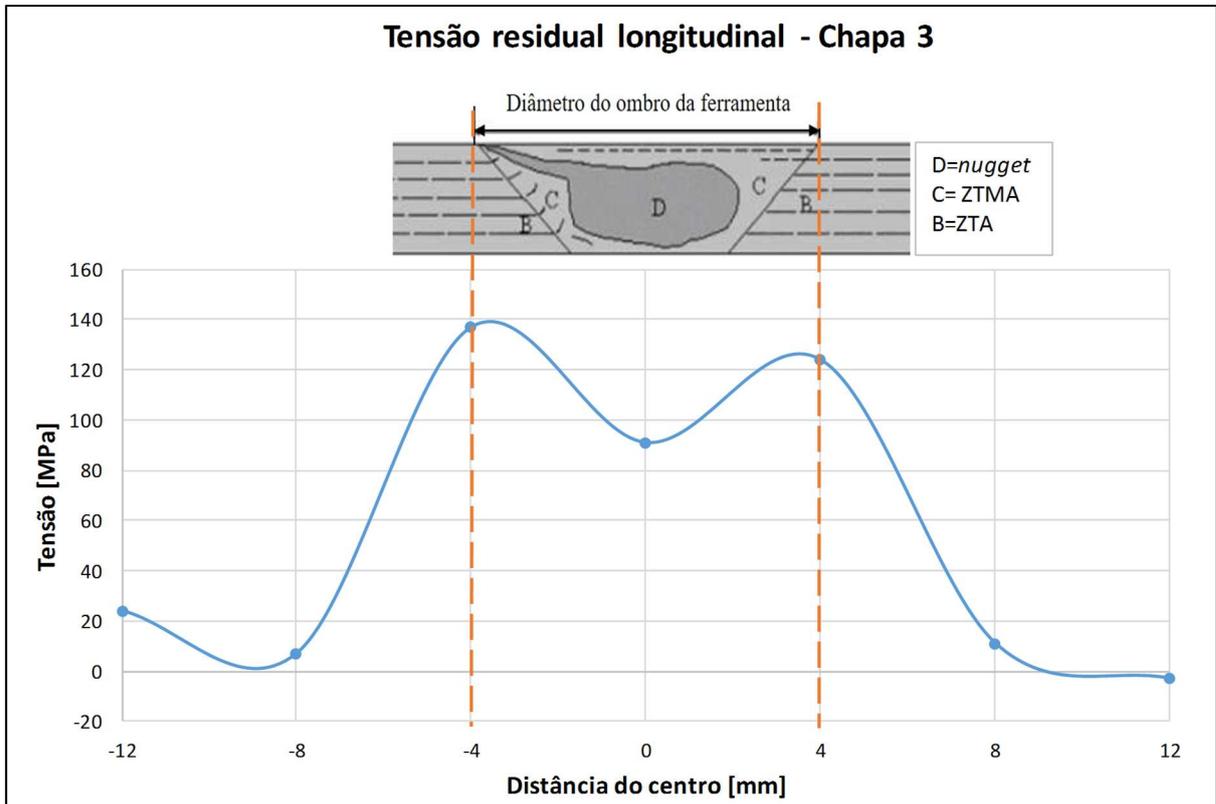
Fonte: Autor, 2016

4.1.6 Tensões residuais longitudinal e transversal

Na Figura 57 são apresentados os resultados obtidos para a amostra da chapa 3, pelo método do furo passante, onde foi obtido um perfil que se assemelha ao formato da letra M e nele é possível constatar que as tensões residuais na zona de solda são trativas e atingem seu valor máximo na ZTMA, região sob efeito do ombro da ferramenta cujo diâmetro é de 8 mm. Há uma queda da tensão trativa no *nugget* – região afetada também pelo pino da ferramenta – devido à relaxação das tensões que ocorre nesta área de temperatura mais elevada.

É observada uma queda na tensão residual para as distâncias do centro da solda acima de 4 mm e inferiores a -4 mm, ou seja, quando se adentra a ZTA não afetada pelo ombro da ferramenta.

Figura 57 – Distribuição de tensões residuais longitudinais da Chapa 3

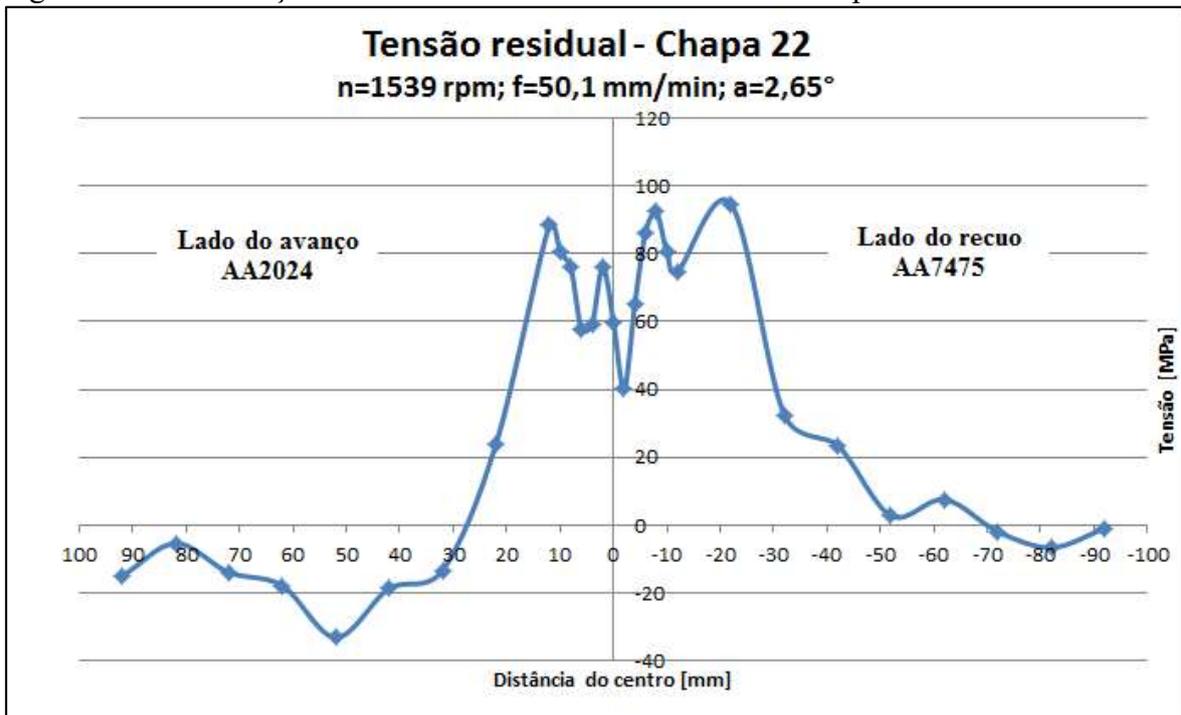


Fonte: Autor, 2016

A Figura 58 apresenta a distribuição das tensões residuais transversais mensuradas por difração de raios X na chapa 22, também de perfil tipo “M”.

Ainda na Figura 58 foi possível identificar as seguintes tendências: as tensões residuais no lado do retrocesso, onde foi posicionado o material AA7475, são levemente maiores que as tensões obtidas no lado do avanço, o que é explicado pelo fato da liga AA7475 possuir maior resistência mecânica. O primeiro pico de tensão residual é levemente deslocado para o lado do avanço e não posicionado no centro da solda, além disso, a tensão residual vai diminuindo conforme há o afastamento da zona afetada, uma vez que o efeito dos esforços gerados pela ferramenta se restringe à sua área de atuação. Há ainda alguma tensão residual compressiva nas extremidades das chapas decorrente do processo de laminação das mesmas.

Figura 58 – Distribuição das tensões residuais transversais da Chapa 22



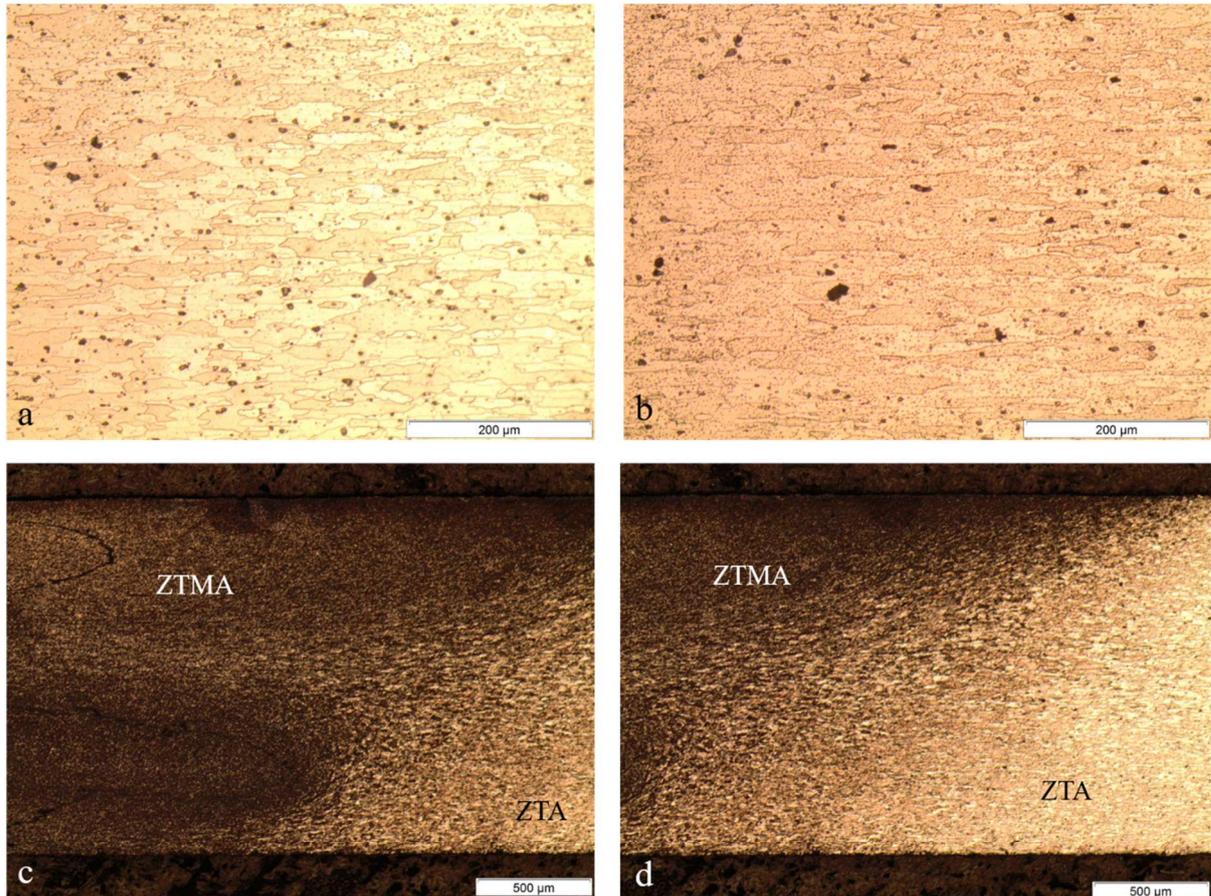
Fonte: Autor, 2016

4.1.7 Microscopia Ótica

A microscopia ótica da amostra 17 da Figura 59 revelou a estrutura esperada da região de soldagem, onde os grãos vão se tornando mais finos à medida que se chega ao núcleo da solda, onde há a maior deformação plástica e consequentemente o maior refinamento dos grãos. Na Figura 59-a é visualizado o material de base do lado do avanço, AA2024-T3, em sua condição bruta, sem influência do processo de solda, com grãos grossos e não equiaxiais. O mesmo é apresentado para o material do lado do recuo, AA7475-T761, na Figura 59-b.

Na Figura 59-c é possível visualizar a transição entre a zona termicamente afetada e a zona termo mecanicamente afetada do lado do avanço, onde há o maior refinamento de grão devido à ação da severa deformação plástica produzida pelo trabalho do pino no núcleo. A mesma transição do lado do recuo é visualizada na Figura 59-d.

Figura 59 – Microscopia ótica da amostra 17



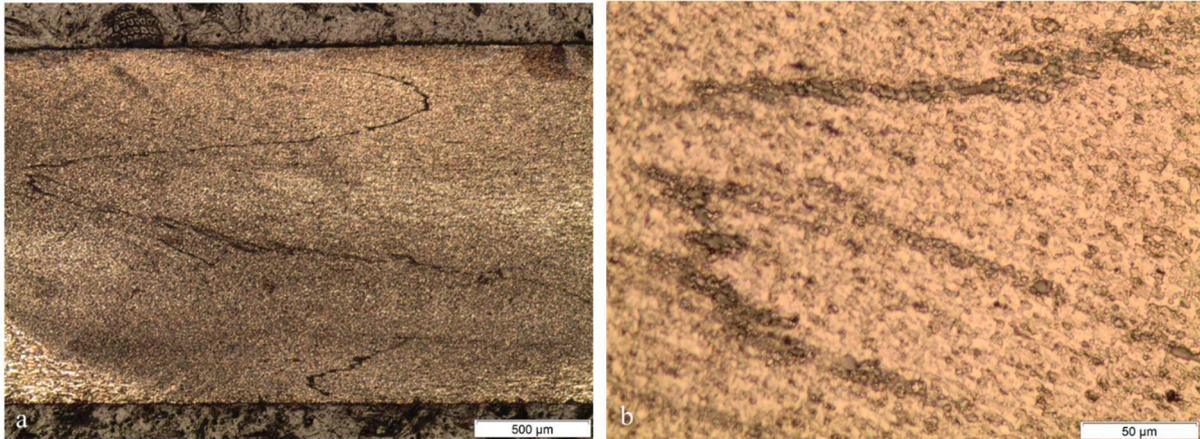
- (a) - Material de base do lado do avanço AA 2024-T3, fora da zona afetada pela solda
 (b) - Material de base do lado do recuo AA 7475-T761, fora da zona afetada pela solda
 (c) - Transição entre a zona termicamente afetada (ZTA) e a zona termo mecanicamente afetada (ZTMA), lado do avanço AA 2024-T3
 (d) - Transição entre a zona termicamente afetada (ZTA) e a zona termo mecanicamente afetada (ZTMA), lado do recuo AA 7475-T761

Fonte: Autor, 2016

Na Figura 60-a é visualizado o núcleo da solda na zona termo mecanicamente afetada, onde é possível definir um defeito caracterizado como *kissing bond*, cuja ocorrência leva à uma junção incompleta da junta, devido ao aquecimento insuficiente na área. No caso da amostra 17, foi utilizado uma baixa rotação (1360 rpm), que não proporcionou o aporte suficiente de calor para que a mistura fosse satisfatória.

Na Figura 60-b é possível visualizar uma ampliação do defeito, que deixa claro que os dois materiais não sofreram a mistura total.

Figura 60 – Núcleo da solda da amostra 17



(a) - Zona termo mecanicamente afetada (ZTMA), com defeito do tipo *kissing bond* no núcleo

(b) - Imagem ampliada do defeito encontrado na solda

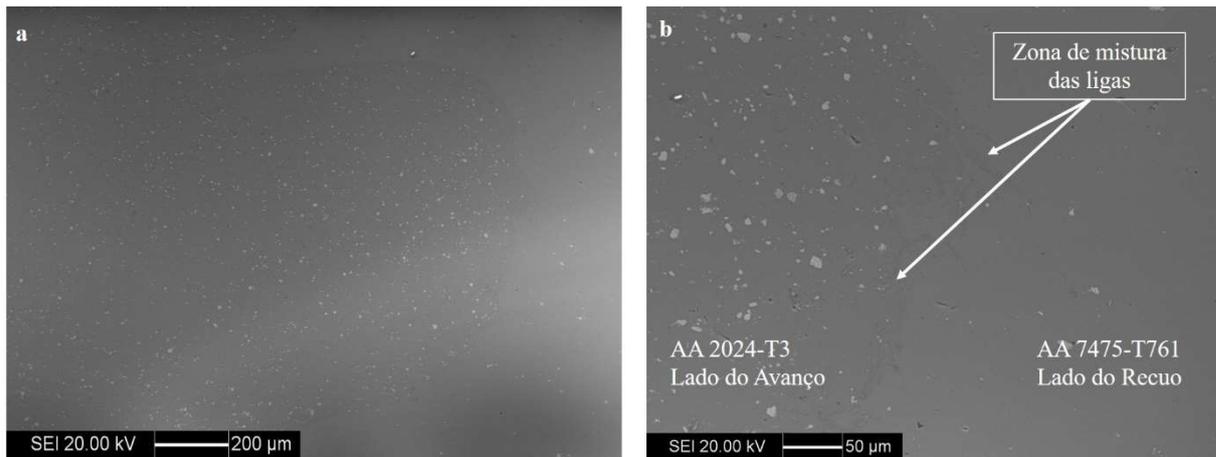
Parâmetros de soldagem: $n = 1360$ rpm; $f = 50,1$ mm/min e $a = 1,35^\circ$

Fonte: Autor, 2016

4.1.8 Microscopia eletrônica de varredura

As imagens obtidas no MEV possibilitaram a visualização da distribuição dos elementos de liga na zona de mistura (Figura 62, Figura 64 e Figura 66), além da visualização de uma região soldada sem defeitos (Figura 61) e de duas regiões com defeitos (Figura 63 e Figura 65).

Figura 61 – Microscopia eletrônica de varredura da seção transversal da chapa 27



(a) - Visão geral da zona de mistura da chapa 27, sem defeitos aparentes

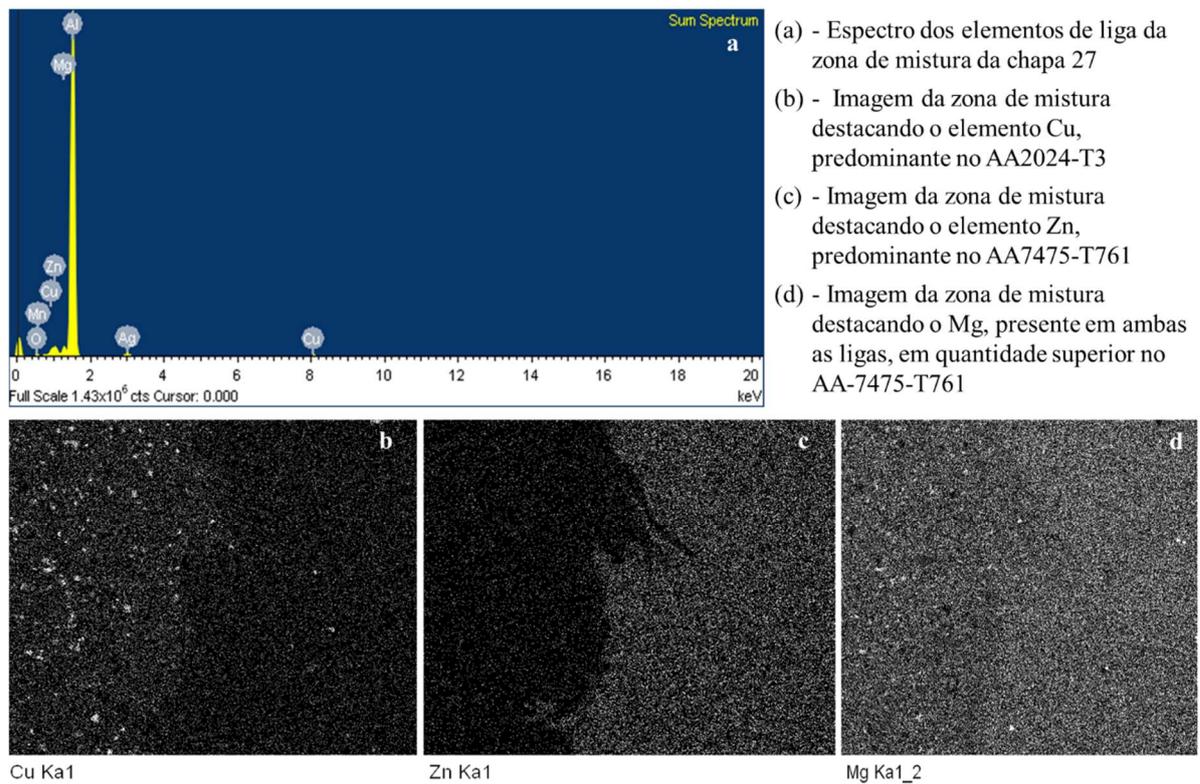
(b) - Ampliação da zona de mistura da chapa 27, sem defeitos

Parâmetros de soldagem: $n = 1450$ rpm; $f = 40$ mm/min e $a = 2^\circ$

Fonte: Autor, 2016

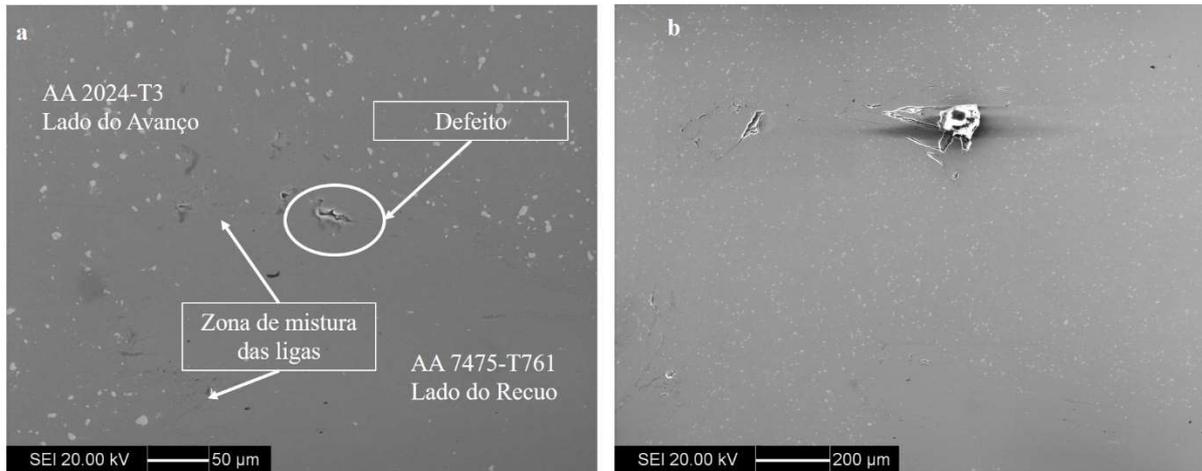
Na Figura 62-b é mostrado a região com predominância do Cu, elemento de liga principal da liga AA 2024-T3, representada pela área mais clara e de maior brilho, e na Figura 62-c é visto a predominância de Zn, elemento de liga principal da liga AA 7475-T761, também na área destacada pelos pontos mais claros e com maior brilho. O fluxo do material é mostrado pela Figura 62-b, onde é possível ver o material fluindo do lado do avanço para o recuo, completando o processo de soldagem sem defeitos.

Figura 62 – Espectro dos elementos de liga na zona de mistura da chapa 27



Fonte: Autor, 2016

Figura 63 – Microscopia eletrônica de varredura da seção transversal da chapa 28

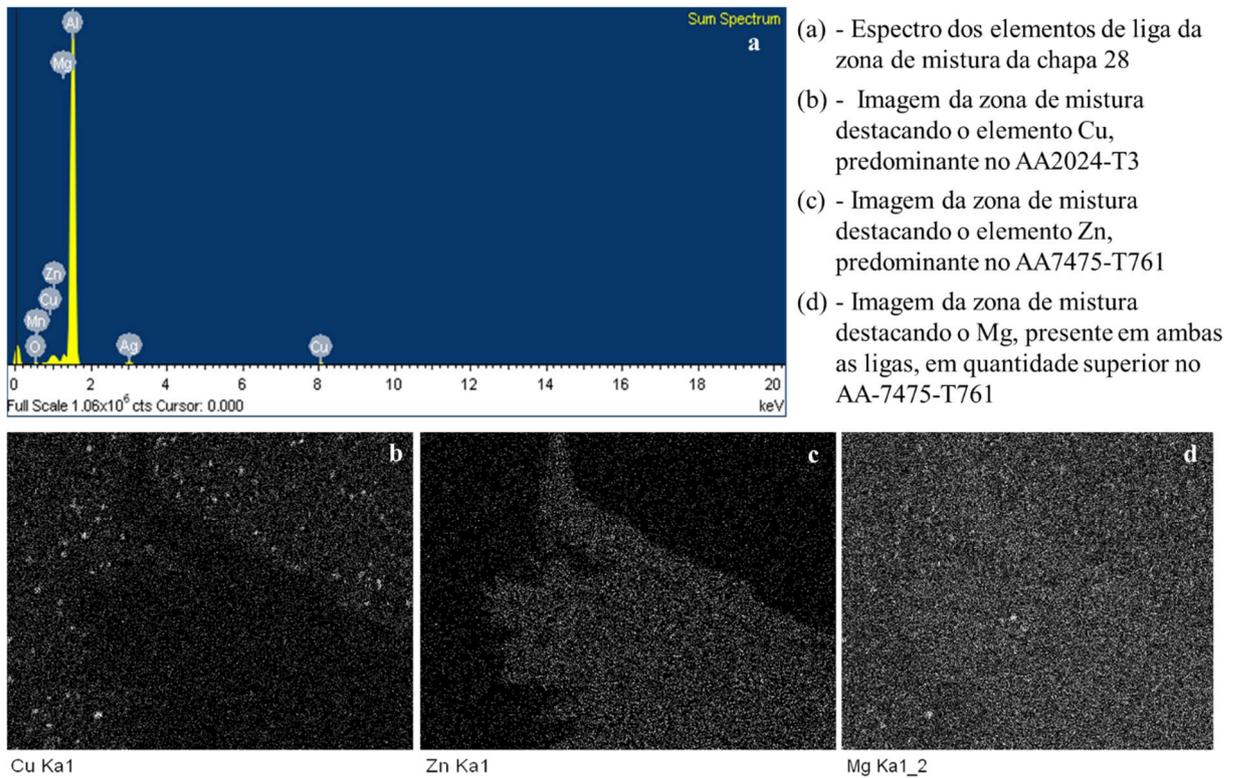


- (a) - Visão geral da zona de mistura da chapa 28, com defeito aparente
 (b) - Ampliação da zona de mistura da chapa 28, com o defeito de tunelamento
 Parâmetros de soldagem: $n = 1450$ rpm; $f = 90$ mm/min e $\alpha = 2^\circ$

Fonte: Autor, 2016

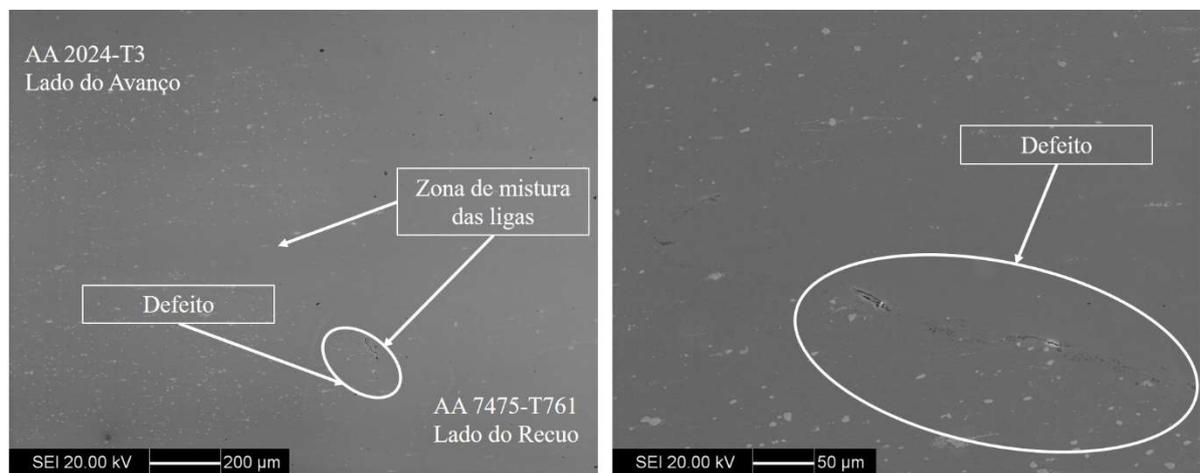
Na Figura 64-b é mostrado em destaque, pelos pontos brancos e de maior brilho, a região com predominância do elemento Cu, predominante da liga AA 2024-T3, o que indica a presença desse elemento no lado do avanço e com um fluxo incompleto para o lado do recuo. Na Figura 64-c, o mesmo é mostrado para o elemento Zn, predominante da liga AA 7475-T761, e é possível ver que o material não fluiu completamente para o avanço, complementando a conclusão da presença do defeito de tunelamento mostrado na Figura 63.

Figura 64 – Espectro dos elementos de liga na zona de mistura da chapa 28



Fonte: Autor, 2016

Figura 65 - Microscopia eletrônica de varredura da seção transversal da chapa 25



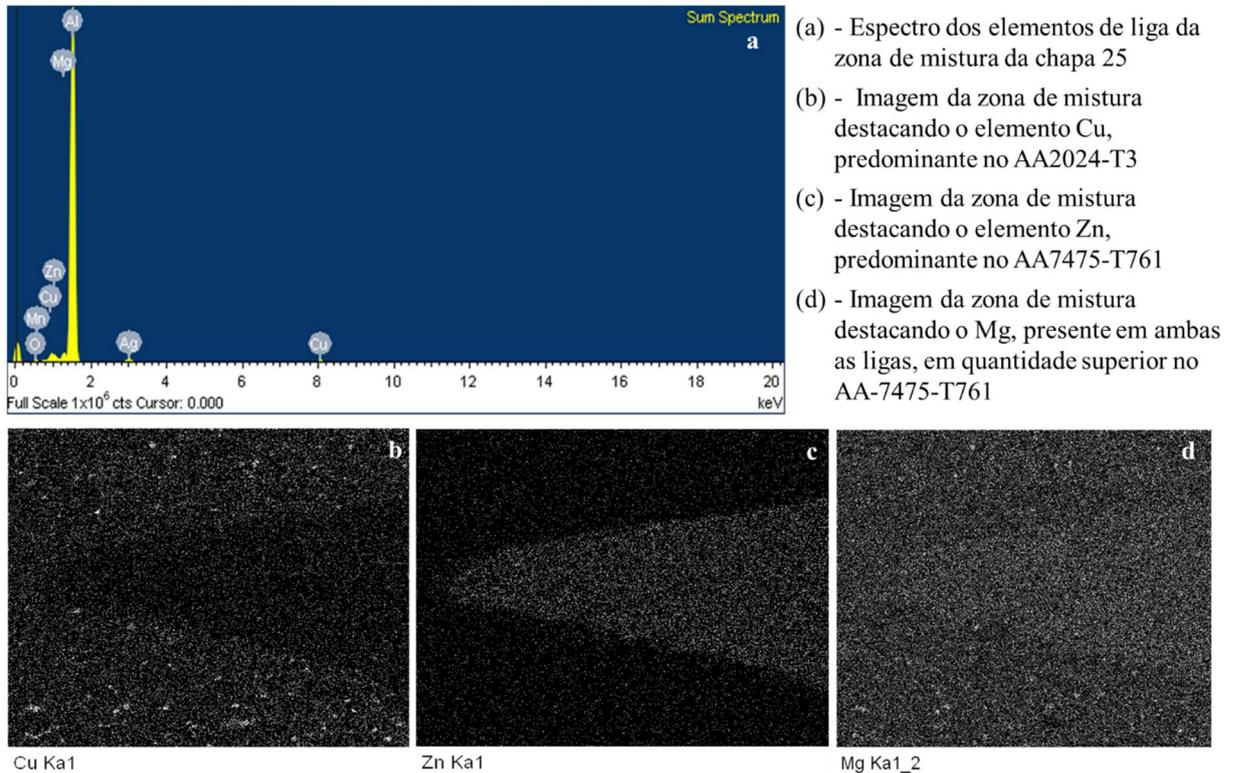
- (a) - Visão geral da zona de mistura da chapa 25, com pequeno defeito aparente
 (b) - Ampliação da zona de mistura da chapa 25, com o defeito aparente do tipo *kissing bond*
 Parâmetros de soldagem: $n = 1300$ rpm; $f = 65$ mm/min e $\alpha = 2^\circ$

Fonte: Autor, 2016

Na Figura 66-b é destacada a presença do elemento Cu, principal elemento da liga AA 2024-T3, e é possível observar a ausência total de fluxo do material do avanço para o recuo. A

mesma conclusão é obtida na Figura 66-c, onde é destacado por pontos brancos e com maior brilho, o elemento Zn, predominante da liga AA 7475-T761. Essa separação dos materiais corrobora com a conclusão da Figura 65 referente a presença do defeito do tipo *kissing bond*.

Figura 66 – Espectro dos elementos de liga na zona de mistura da chapa 25



Fonte: Autor, 2016

4.2 Otimização das variáveis

Através dos resultados obtidos de esforços, temperatura e microscopias é possível determinar a condição de otimização do processo, ou seja, a condição de melhor desempenho da soldagem.

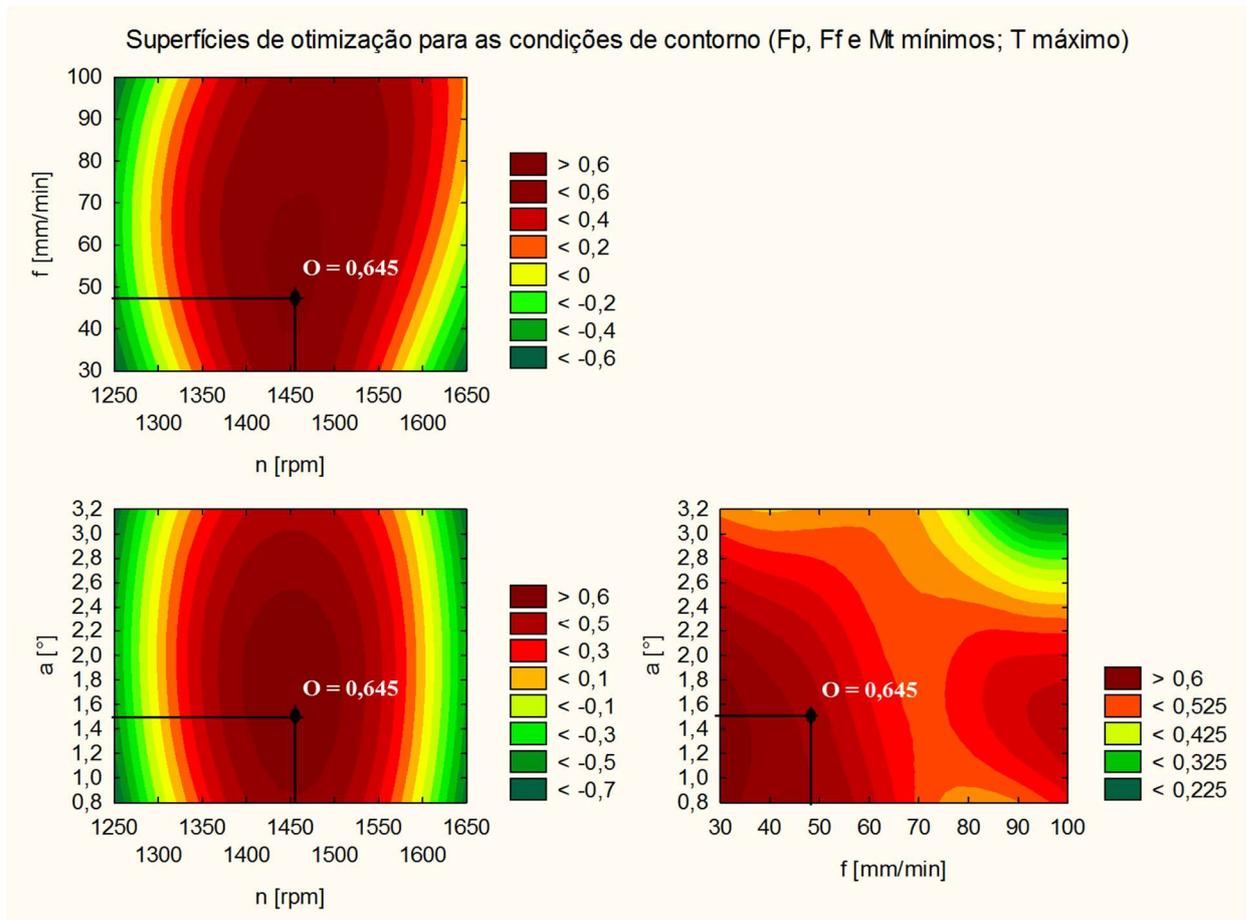
Um fator para a ocorrência da mistura é a temperatura elevada, assim, foi definida a condição de otimização para o valor de temperatura máxima obtida ($T = 355^\circ\text{C}$). Além disso, as microscopias da Figura 60, Figura 61,

Figura 63 e Figura 65 indicaram que para produzir uma solda sem defeitos é desejável um avanço (f) baixo e uma rotação alta (n), que nos gráficos de superfícies da Figura 42, Figura 45 e Figura 48 resultam em baixos valores de forças de penetração (F_p) e avanço (F_f) e torque (M_t), assim a otimização foi feita para os valores mínimos de esforços e máximo de temperatura como sendo os resultados desejáveis.

Aplicou-se a função *desirability* para otimização, disponibilizada pelo programa *Statistica* e o resultado obtido foi que a combinação dos parâmetros de soldagem em $n = 1457$ rpm, $f = 47$ mm/min e $a = 1,5^\circ$ possuem a maior probabilidade de resultarem em uma soldagem com as variáveis dependentes mais próximas do desejado ($F_p = 2187$ N; $F_f = 442$ N, $M_t = 9,46$ N.m e $T = 267$ °C), conforme Figura 67.

A resposta otimizada pressupõe o valor 1 para a função (o) *desirability*. A melhor solução encontrada, depois de 40 tentativas, foi para $f = 0,645$, com os valores otimizados indicados na figura 67.

Figura 67 – Perfis de otimização das variáveis



Fonte: Autor, 2016

4.3 Discussões

Foi possível constatar, pela análise dos resultados dos diagramas de Pareto (Figura 41, Figura 44, Figura 47 e Figura 50), que a rotação exerceu a principal influência sobre os esforços e a temperatura da solda por atrito linear deste trabalho.

A rotação garante tanto a mistura dos materiais na zona da solda quanto a temperatura necessária para que o processo ocorra satisfatoriamente. O bom desempenho do processo pode ser observado pela microscopia ótica da Figura 59-c, onde é possível observar o refinamento dos grãos em direção à ZTMA constituída de grãos bem mais finos do que a ZTA, bem como pela Figura 61 obtida pela microscopia de varredura que demonstra a boa mistura e ausência de defeitos no caso de uma soldagem efetuada com rotação média (1450 rpm) e avanço baixo (40 mm/min), que possibilita o aporte de calor na região do *nugget* para que ocorra a mistura.

Na Figura 62 é possível visualizar o fluxo dos principais elementos de liga envolvidos, Cu no caso da liga AA2024-T3 e Zn no caso da liga AA7574-T761. Na Figura 62-b, o elemento Cu é destacado pela cor mais clara e maior intensidade de brilho, ele representa o elemento de liga predominante do AA2024-T3 e é possível ver uma tendência de fluxo desse material em direção ao recuo, adentrando a região do AA7475-T761, cujo elemento de liga principal é o Zn, destacado pela região mais clara e de alto brilho da Figura 62-c.

O avanço e o ângulo de posição da ferramenta exerceram menor influência sobre os esforços introduzidos pelo processo de solda, porém não secundária. Espera-se que quanto maior for a rotação, menores sejam os esforços decorridos, entretanto, o tempo de permanência na temperatura da mistura deve ser garantido pelo avanço para que haja o amolecimento dos materiais. Quando o avanço variou para valores maiores, conforme a Tabela 8, os esforços aumentaram, indicando que o tempo de permanência na temperatura do processo nem sempre foi suficiente para o bom desempenho da soldagem. A grande implicação do aumento dos esforços se dá sobre o desgaste da ferramenta.

Na Tabela 8 é mostrado ainda que, quanto maiores foram os ângulos de inclinação da ferramenta, maiores foram os esforços para as mesmas rotações e avanços. Isto era esperado e, embora, impactando negativamente sobre o desgaste da ferramenta, foi necessário para que o cordão da solda permanesse homogêneo, como se observou visualmente na inspeção das chapas soldadas. Entretanto, houve rebarbas em algumas chapas, devido ao excessivo aporte de calor ou força de penetração insuficiente. A força de penetração insuficiente decorreu da

execução do experimento com controle da posição de penetração da ferramenta e não com o controle da força, que se instabilizou durante a execução da solda pelos altos avanços que não permitiram que o tempo de amolecimento dos materiais fosse totalmente alcançado.

Todas as figuras que representam as superfícies de resposta das análises dos esforços e temperaturas - Figura 42, Figura 43, Figura 45, Figura 48, Figura 49, Figura 51 e Figura 52 - mostraram faixas de estabilidade para rotações entre 1350 e 1550 rpm em toda a faixa de avanços e ângulos de posição da ferramenta. Isto significa que, no domínio das variáveis deste trabalho é possível escolher, em primeira aproximação, qualquer destes valores para que se tenha uma soldagem com bom desempenho.

Os menores valores de força de penetração estão na faixa central de rotação da Figura 42 e Figura 43, ou seja, no nível médio de variação do fator, combinado com valores de ângulo de $1,2^\circ$ à $2,2^\circ$. Uma força muito baixa na penetração da ferramenta na chapa não é a melhor condição para o processo, uma vez que pode comprometer a função do ombro de pressionar o material da mistura impedindo que o mesmo escape do cordão de solda, além de comprometer parte da geração de calor por atrito e conseqüentemente não levar a junta à uma temperatura suficiente para ocorrência da mistura.

Avaliando a relação entre as variáveis rotação (n) e avanço (f) no gráfico de superfície da Figura 45, é possível constatar que o aumento da rotação tende a diminuir os esforços devido ao maior aquecimento gerado pelo atrito entre o ombro e o material de base e conseqüente amolecimento do material facilitando a movimentação linear da ferramenta, entretanto, combinando-se altas rotações à altas velocidades, esse efeito é anulado devido ao menor tempo de rotação da ferramenta no mesmo local dificultando o aquecimento da região e gerando maiores esforços para o movimento da ferramenta. A pior condição ocorre quando combinados altos avanços e baixas rotações que levam à um baixo aporte de calor na região de solda.

Na Figura 63 é possível observar o defeito de tunelamento decorrente da velocidade de avanço alta (90 mm/min), que não permitiu que a rotação gerasse o fluxo de calor necessário para que o material plastificado fosse completamente transferido do avanço para o recuo, gerando assim, cavidades no cordão de solda que podem levar a fraturas por fadiga.

Na Figura 48, conforme esperado, o torque é inversamente proporcional à rotação, ou seja, os menores valores de rotação exigem maiores torques do cabeçote da máquina de soldagem. Ainda na Figura 48, é possível notar que os avanços não possuem influência nos resultados de M_t , que é demonstrado também pelo Pareto da Figura 47.

Na Figura 52 é possível verificar que, quando fixado o ângulo de inclinação da ferramenta e aumentado o avanço, é obtida uma diminuição na temperatura. Isso ocorre, pois, o avanço é responsável pelo tempo em que a ferramenta permanece na região e quanto maior o avanço, menor o tempo que a ferramenta permanece no local em rotação, gerando assim, menor tempo de contato e conseqüentemente, menor aquecimento.

Por outro lado, ao trabalharmos em uma rotação e avanço fixos e aumentarmos a inclinação da ferramenta há o aumento da temperatura, uma vez que, o aumento do ângulo de inclinação leva ao aumento da penetração do ombro da ferramenta na junta de solda, aumentando a área de atrito entre o ombro e o material de base e conseqüentemente levando a um maior aquecimento da região.

A otimização das variáveis da Figura 67 demonstrou que a soldagem utilizando o parâmetro de rotação próximo ao nível médio, avanço próximo ao nível mínimo e ângulo de inclinação próximo ao nível médio ($n = 1457$ rpm; $f = 47$ mm/min; $a = 1,5^\circ$) possui a maior probabilidade de obtenção das condições ideais das variáveis dependentes de baixos esforços, a fim de diminuir o desgaste da ferramenta, e alta temperatura, a fim de obter-se a condição necessária para a mistura das duas ligas.

O perfil de microdureza Vickers da Figura 56 para as condições de soldagem das chapas 17 e 22 apresentou um perfil em formato da letra W. Neste perfil observa-se a queda da dureza na transição do material de base para a ZTA, devido ao envelhecimento de precipitados por parte da liga AA7475-T761 e solubilização por parte da liga AA2024-T3, uma vez que as temperaturas médias atingidas foram 272°C na chapa 17 e 290°C na chapa 22, mostrando-se superiores às temperaturas de envelhecimento de 177°C para a liga AA7475-T761 e de solução de 256°C para a liga AA2024-T3. É observado também o aumento da dureza ao adentrar a ZTMA, pois nesta região (de -4 mm à 4 mm) se inicia a deformação plástica imposta pelo ombro que ocasiona o refinamento de grão e a temperatura atingida não é suficiente para ocasionar a recristalização.

Na região do *nugget* há uma nova queda nas durezas mensuradas, que é explicada pela alta temperatura atingida nessa região que ocasiona a recristalização e leva também à dissolução de precipitados. Entretanto, a queda ocorrida no *nugget* é menos severa do que a observada nas outras regiões, uma vez que, a severa deformação plástica ocasionada pelo pino leva a obtenção de uma estrutura de grãos muito finos e equiaxiais.

Na Figura 56, ao comparar-se os resultados de dureza para as chapas 17 e 22, que foram soldadas com o mesmo avanço de $50,1$ mm/min, é possível observar que o aumento da rotação

levou à uma menor dureza, em razão do maior aporte de calor que leva a maiores temperaturas nas zonas afetadas aumentando os efeitos de recristalização e dissolução de precipitados.

O fenômeno da tensão residual pode ocorrer por dois fatores: o fator da deformação mecânica e o fator do gradiente de temperatura. O trabalho mecânico da deformação no FSW se dá no regime plástico do material e por isso seu efeito na tensão residual é nulo. Entretanto, não se pode garantir a plastificação total homogênea dos materiais na zona da mistura, o que leva a valores compressivos da tensão residual mecânica em níveis baixos. Na zona da mistura, a temperatura alcançou níveis tais que favoreceram o fenômeno da recristalização e assim, a parcela da tensão residual decorrente do gradiente térmico é alta e trativa. A soma algébrica, que se espera destes fatores, é uma tensão residual trativa e é o que observa na Figura 57 e Figura 58, tanto para as tensões residuais longitudinais (no sentido do cordão) como as tensões residuais transversais.

A região da mistura, que compreende a região circular do pino da ferramenta (no caso de 2,4 mm), possui um perfil crescente da dureza ocasionado pelo trabalho mecânico de estiramento (os metais se misturam e são forçados centrifugamente a sair da região) como se observa na Figura 56, o que leva a um aumento da tensão residual, tanto longitudinal como transversal, observadas na Figura 57 e Figura 58. Fora da região de mistura até os limites da zona termicamente afetada, limitada aproximadamente pelo diâmetro do ombro da ferramenta (no caso de 8 mm), a menor temperatura leva a um maior trabalho mecânico e menor aporte de calor, resultando numa tensão residual trativa maior do que a da zona da mistura. Pode-se observar os efeitos dos trabalhos mecânico e térmico na Figura 59, comparando-se o estado dos grãos deformados que vão perdendo a sua orientação deformada quando caminham da região do material de base para a região da ZTMA e ZTA. Fora das regiões afetadas pela soldagem tem-se o material de base com tensões residuais compressivas devido ao trabalho mecânico da laminação das chapas.

Neste trabalho posicionou-se as chapas de modo que a liga AA2024 (material de menor resistência mecânica) ficasse do lado do avanço e a liga AA7475 (material de maior resistência mecânica) do lado do recuo, a fim de facilitar o fluxo de material plastificado e assim, evitar a ocorrência do defeito *kissing bond*, entretanto, baixas rotações também dificultam o fluxo do material devido ao menor aporte de calor, o que levou à ocorrência do defeito na chapa 17 (Figura 60) que foi soldada com a rotação de 1360 rpm, próxima do mínimo, combinada com um baixo ângulo de inclinação da ferramenta e avanço mediano de 50,1 mm/min, e também na

chapa 25 (Figura 65), que foi soldada com a rotação mínima de 1300 rpm combinado com o avanço no nível médio de 65 mm/min.

5 CONCLUSÕES

Este trabalho objetivou correlacionar os resultados de esforços e temperatura com os parâmetros do processo de soldagem e obter os parâmetros mais significativos. Além disso, outro objetivo foi a análise da microestrutura, tensões residuais e microdureza correlacionando-as com a temperatura e efeitos da variação dos parâmetros mais significativos do processo. As principais conclusões foram:

- a) os parâmetros mais significativos do processo foram a rotação (n) e o avanço (f), pois eles governam o aporte de calor e fluxo do material;
- b) o processo demonstrou uma alta estabilidade para a faixa de fatores utilizada no experimento, ou seja, baixa variação de esforços e temperaturas para as rotações entre 1300 rpm e 1600 rpm, avanços entre 40 mm/min e 90 mm/min e ângulo de inclinação da ferramenta de 1° a 3°;
- c) para obtenção da mistura é necessário levar a junta a temperaturas elevadas e para isso é necessário o trabalho em altas rotações (n), uma vez que esta variável é a maior responsável por gerar o calor através do atrito;
- d) o avanço é responsável por manter a ferramenta em rotação em uma mesma posição por determinado tempo, caso este tempo seja pequeno, o amolecimento da junta é dificultado, logo, é necessário utilizar avanços baixos (f);
- e) o ângulo de inclinação (n) da ferramenta possui pouca significância no processo, entretanto, a otimização demonstrou que é ideal trabalhar-se a partir de valores médios (1457 rpm, 47 mm/min e 1,5°), pois, ângulos baixos diminuem a penetração do ombro na junta e conseqüentemente a geração de calor por atrito também é comprometida;
- f) o avanço máximo (f) de 90 mm/min levou a obtenção de defeito de tunelamento;
- g) a rotação mínima (n) de 1300 rpm levou a obtenção do defeito *kissing bond*, apesar da precaução do posicionamento da liga de maior resistência mecânica (AA7475-T761) do lado do recuo;
- h) a microdureza demonstrou um mesmo perfil “W” para todas as chapas;
- i) a microdureza diminui na ZTA e aumenta ao adentrar a ZTMA, devido a deformação plástica imposta pelo ombro que ocasiona o refinamento dos grãos;
- j) no *nugget*, a dureza sofre uma pequena queda devido à alta temperatura da região que leva à recristalização dos grãos;

- k) o aumento da rotação leva à diminuição da dureza do *nugget*, uma vez que, a rotação eleva a temperatura que, por sua vez, causa a recristalização dos grãos;
- l) as tensões residuais longitudinais e transversais demonstraram um perfil do tipo “M”;
- m) a elevação das tensões residuais longitudinais e transversais inicia-se na ZTMA devido à pressão do ombro na junta;
- n) na região do *nugget*, a tensão residual sofre uma queda devido ao efeito de alívio de tensões provocado pela alta temperatura nesta região;

Por fim, a análise dos resultados leva à conclusão de que o processo possui uma grande faixa de estabilidade capaz de produzir juntas satisfatórias. A soldagem por atrito linear demonstrou ser um processo estável e capaz de produzir juntas satisfatórias, além de possuir outras vantagens como, a não utilização de consumíveis, não produção de gases e calor excessivo, pode ser altamente automatizado e é bastante versátil podendo soldar materiais de baixo ponto de fusão. Tendo em vista a ampla aplicabilidade do processo, são sugeridos os seguintes temas para trabalhos futuros:

- a) análise da influência da temperatura da zona da mistura (*nugget*) na soldabilidade das ligas de alumínio AA2024-T3 e AA7475-T761 pelo processo FSW;
- b) verificar resultados das diversas leis constitutivas dos materiais sobre a modelagem do FSW, com uso dos dados experimentais do trabalho deste mestrado;
- c) análise do efeito da posição da ferramenta sobre as propriedades da junta dissimilar de chapas de alumínio AA2024-T3 e AA7475-T761 soldadas pelo processo FSW.

REFERÊNCIAS

- ALCOA. Alcoa North America Rolled Products -- 7475 Aluminum Alloy Sheet and Plate, 2016. Disponível em:
<https://www.alcoa.com/mill_products/north_america/en/product.asp?cat_id=1478&prod_id=611>. Acesso em: 8 Oct. 2016.
- ALCOA. Alcoa North American Rolled Products -- 2024 Aluminum Alloy Sheet and Plate, 2016. Disponível em:
<https://www.alcoa.com/mill_products/north_america/en/product.asp?cat_id=1478&prod_id=595>. Acesso em: 08 Oct. 2016.
- ASM. **Handbook of residual stress and deformation of steel**. Ohio: ASM, 2003.
- ASM INTERNATIONAL. **ALUMINUM: properties and physical metallurgy**. Ohio: ASM, 1998.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6835: alumínio e suas ligas - classificação das têmperas**. Rio de Janeiro: ABNT, 2000.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICA. **NBR NM ISO 6507-1: 2008: Materiais metálicos - Ensaio de dureza Vickers Parte 1: Método de ensaio**. Rio de Janeiro: [s.n.]. 2008. p. 22.
- ASTM INTERNATIONAL. **E 837-08 - standard test method for determining residual stresses by the hole-drilling strain-gage method**. Pensilvania: ASTM, 2008.
- AVAL, H. et al. A study in microstructures and residual stress distribution n dissimilar friction-stir welding of AA5086-AA6061. **J Mater Sci**, 2012.
- BAKEWELL, J. Fixing the future. **AMS - Automotive manufacturing solutions**, 2016. Disponível em: <<http://www.automotivemanufacturingsolutions.com/process-materials/fixing-the-future>>. Acesso em: 12 novembro 2016.
- BALASUBRAMANIAN, V. Relationship between base metal properties and friction stir welding process parameters. **Materials Science and Engineering**, A, 2008.
- BARROS NETO, B. D.; SCARMINIO, I. S.; BRUNS, R. **Como fazer experimentos: pesquisa e desenvolvimento na ciência e na indústria**. 4. ed. Porto Alegre: Bookman Companhia Editora, 2010.
- BURFORD, D.; GIMENEZ, P.; BOLDSAIKHAN, E. Evaluation of friction stir weld process and properties for aerospace application: e-NDE for friction stir processes. Annual Technial Review Meeting. Washington: [s.n.]. 2010.

- CALLISTER JR., W. **Ciência e engenharia de materiais uma introdução**. 7. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2008.
- CAVALIERE, P. et al. Mechanical and microstructural behaviour of 2024-7075 aluminium alloy sheets joined by friction stir welding. **International Journal of Machine tools & Manufacture**, 2006.
- CERVEIRA, R. **Caracterização experimental do comportamento mecânico sob solicitação multiaxial em junções de chapas AA 2024-T3 soldadas por fricção-mistura**. 2008. 156 f. Dissertação de Mestrado (Pós graduação em Engenharia Mecânica) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2008. Disponível em: <<http://www.teses.usp.br>>. Acesso em: março de 2015.
- CIMM. Teste de Microdureza - Medição, Controle e Ensaios. **CIMM**, 2016. Disponível em: <http://www.cimm.com.br/portal/material_didatico/6560-teste-da-microdureza#.WCD_WPkrLIU>. Acesso em: 7 nov. 2016.
- CRUZ, M. F. **Desenvolvimento dos parâmetros de Friction Stir Welding – FSW, aplicado na junção de topo de chapas finas de alumínio de alta resistência**. São José dos Campos: Instituto Tecnológico de Aeronáutica, 2009.
- FRATINI, L.; PASTA, S. Residual stress in friction stir welded parts of complex geometry. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, Londres, 29 July 2011. 547-557.
- GENICOLO, M. **Estudo de viabilidade para implementação de uniões soldadas pelo método Friction Stir Welding em estruturas aeronáuticas**. 2007. 62 f. Dissertação de Mestrado (Pós graduação em Engenharia Mecânica) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2007. Disponível em: <<http://www.teses.usp.br>>. Acesso em: março de 2015.
- GOMES, M.; FILHO, E. **Propriedades e usos de metais não-ferrosos**. São Paulo: ABM, 1987.
- HILLER, D. J. **Estudo de parâmetros e percursos no processo de soldagem de mistura por atrito (FSW) da liga de alumínio 5052**. São Paulo: [s.n.], 2007.
- KAH, P. et al. Investigation of weld defects in friction-stir welding and fusion welding of aluminium alloys. **International Journal of Mechanical and Materials Engineering**, 22 Dec. 2015.
- KELSEY, R. Measuring Non-Uniform residual stresses by the Hole-Drilling method. **Proc. SESA**, p. 181-184, 1956.

- KHAN, N. et al. Investigations on tunneling and kissing bond defects in FSW joints for dissimilar aluminum alloys. **Journal of Alloys and Compounds**, July 2015. 360-367.
- KHODIR, S.; SHIBAYANAGI, T. Friction stir welding of dissimilar AA2024 and AA7075 aluminum alloys. **Materials Science & Engineering B**, n. 148, p. 82-87, 2008.
- KRISHNAN, K. On the formation of onion rings in friction stir welding. **Material Science and Engineering A**, p. 246-251, 2002.
- MATHERS, G. **The welding of aluminium and its alloys**. Nova Iorque: CRC Press LLC, 2002.
- MATWEB. Aluminum 2024-T3. **Matweb - Material Property Data**, 2016. Disponível em: <<http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=57483b4d782940faaf12964a1821fb61&ckck=1>>. Acesso em: novembro de 2015.
- MATWEB. Aluminum 7475-T761. **Matweb - Material Property Data**, 2016. Disponível em: <<http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=4ca4377e3600476eb81e78e1289affd2>>. Acesso em: novembro de 2015.
- MISHRA, R. S.; MAHONEY, M. W. **Friction stir welding and processing**. Ohio: ASM, 2007.
- MISHRA, R.; MA, Z. Y. Friction Stir Welding and Processing. **Materials Science and Engineering**, v. 50, p. 1-78, Ago. 2005.
- NADAN, R.; DEBROY, T.; BHADESHIA, H. Recent advances in friction-stir welding – Process, weldment structure and properties. **Progress in Materials Science**, Ago. 2008. 908-1023.
- NORMAN, A.; BROUGH, I.; PRANGNELL, P. High resolution EBSD Analysis of the grain structure in an AA 2024 friction stir weld. **Aluminium Alloys, Their Physical and Mechanical Properties**, p. 1713-1718, 2000.
- OLIVIECKI, N.; BESKOW, A. Análise dos parâmetros do processo de solda por fricção em uma liga de alumínio. **Perspectiva**, Erechim, v. 37, n. 138, p. 15-29, Jun. 2013.
- OOSTERKAMP et al. Residual Stress Field in a Friction Stir Welded Aluminium Extrusion. **Materials Science Forum**, Suíça, p. 347-349, May 2000.
- OOSTERKAMP, A.; OOSTERKAMP, L.; NORDEIDE, A. 'Kissing Bond' Phenomena in Solid-State Welds of Aluminum Alloys. **Welding Journal**, v. Suplemento, p. 225-231, Ago. 2004.

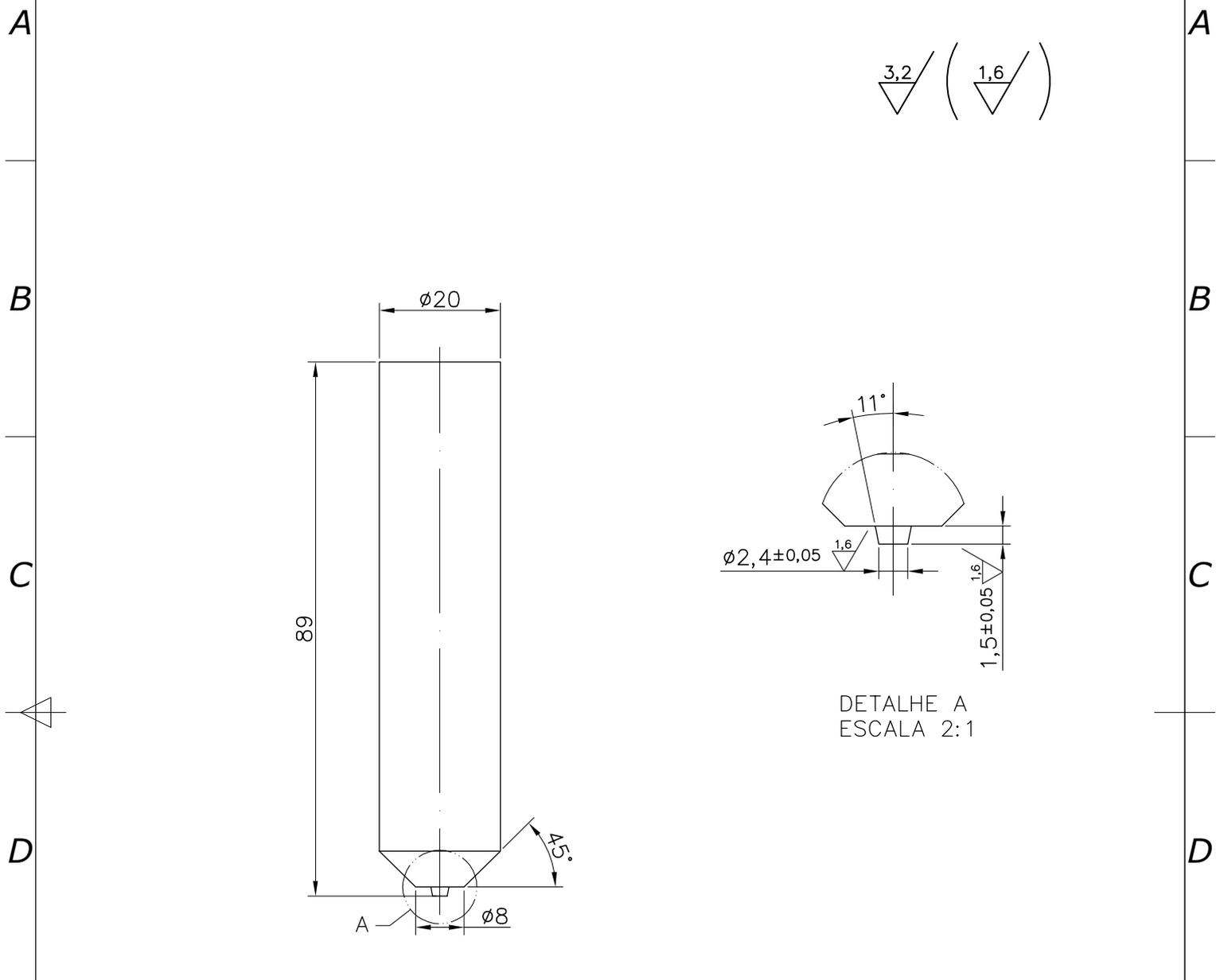
- PODRŽAJ, P.; JERMAN, B.; KLOBČAR, D. Welding defects at friction stir welding. **METALURGIJA**, Croatia, p. 387-389, Apr. 2015.
- PRADO, R. A. ; MURR, L. E. . Tool wear in the friction-stir welding of aluminum alloy 6061+20% Al₂O₃: a preliminary study. **Scripta Materialia**. El Paso, p. 75-80. Feb. 2001.
- ROCHA, A. S. I.; NUNES, R. M. I.; HIRSCH, T. K. I. Comparação entre difração de raios X e "método do furo cego" para medição de tensões residuais em barras cilíndricas. **Matéria**, Rio de Janeiro, v. 14, n. 3, p. 965-976, mar. 2009.
- ROSATO JR., A. **Estrutura integral por soldagem por atrito "friction stir welding - FSW"**. São José dos Campos: Instituto Tecnológico de Aeronáutica, 2003.
- ROSSINI, N. et al. Methods of measuring residual stresses in components. **Materials and Design**, p. 572-588, 10 Sep. 2011.
- SCHAJER, G. **Hole-Drilling Residual Stress Calculation Program: H-DRILL** Banner Screen. 2013. Disponível em: <<http://www.schajer.org/screenshots.htm>>. Acesso em: 10 nov. 2016.
- THE ALUMINUM ASSOCIATION. Aluminum Alloys 101. **The Aluminum Association**, 2016. Disponível em: <<http://www.aluminum.org/resources/industry-standards/aluminum-alloys-101>>. Acesso em: 12 July 2016.
- THREADGILL, P. L. **Friction stir welding - the state of the art**. 1999. Disponível em: <<http://www.twi-global.com/technical-knowledge/industrial-member-reports/friction-stir-welding-the-state-of-the-art-678-1999/>>. Acesso em: 06 Feb. 2015.
- THOMAS, W. et al. Friction Stir Welding - Process variants and developments in the automotive industry. **SAE World Congress**, Detroit, 3-7 Abril 2006.
- THOMAS, W. M. **Friction Stir Welding**. Internation Patent Application No. PCT/GB92/02203 and GB Patent Application No. 9125978.8 December, US Patent No. 5,460,317, Dec. 1991.
- VANCE, B. Mass producing Ford's aluminum-bodied -F150. **Design engineering**, 2015. Disponível em: <<http://www.design-engineering.com/mass-producing-ford%E2%80%99s-aluminum-bodied-f150-146661/>>. Acesso em: 10 nov. 2016.
- VISHAY PRECISION GROUP. Measurement of Residual Stresses by the Hole-Drilling* Strain Gage Method. **VPG - Micro-Measurements - Strain Gage Knowledge Base**, 2015. Disponível em: <<http://www.vishaypg.com/docs/11053/tn503.pdf>>. Acesso em: 15 Oct. 2016.
- WEIGAERTNER, W.; SCHROETER, R. **Tecnologia de usinagem do alumínio e suas ligas**. 2. ed. São Paulo: Alcan Alumínio do Brasil, 1991.

WIDENER, C. **Evaluation of Friction Stir Weld Process and Properties for Aircraft Application**. Annual technical review meeting. Washington: [s.n.]. 2006.

ZHU, X.; CHAO, Y. Numerical simulation of transient temperature and residual stress in friction stir welding of 304L stainless steel. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 146, p. 263-272, Feb. 2004.

APÊNDICE A – Desenho detalhado da ferramenta de soldagem

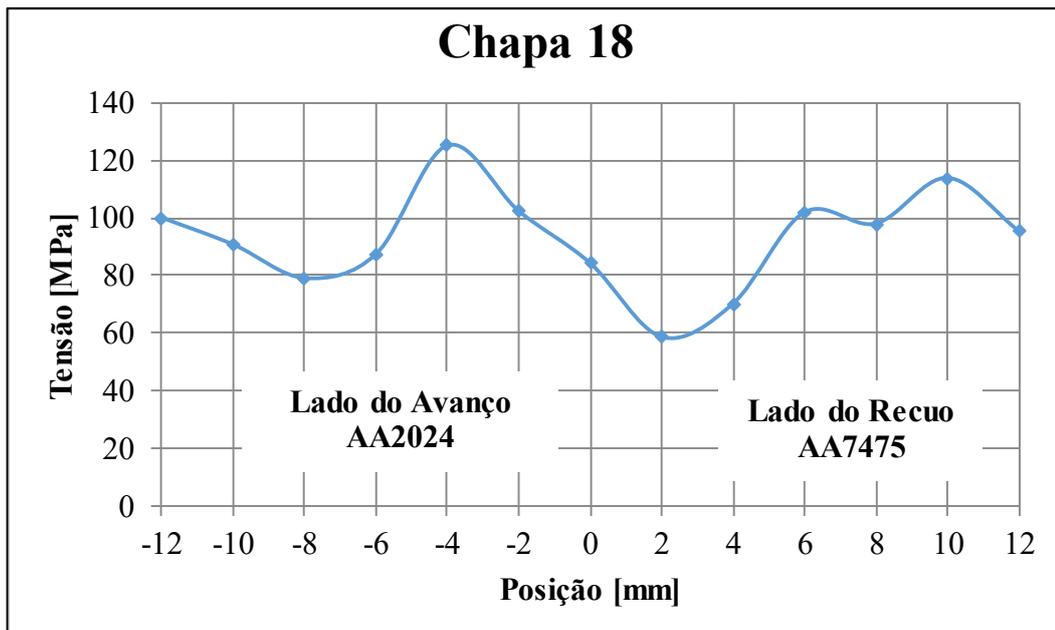
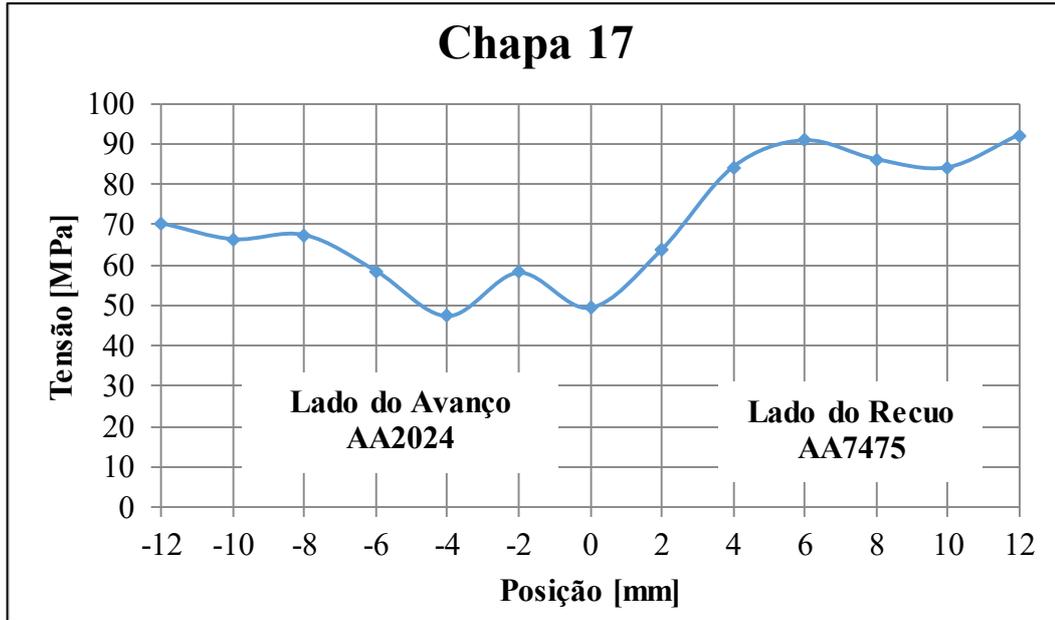
1		2		3		4	
Rev N°	Informações			Data	Assinatura	Verif. por	
-	-			-	-	-	

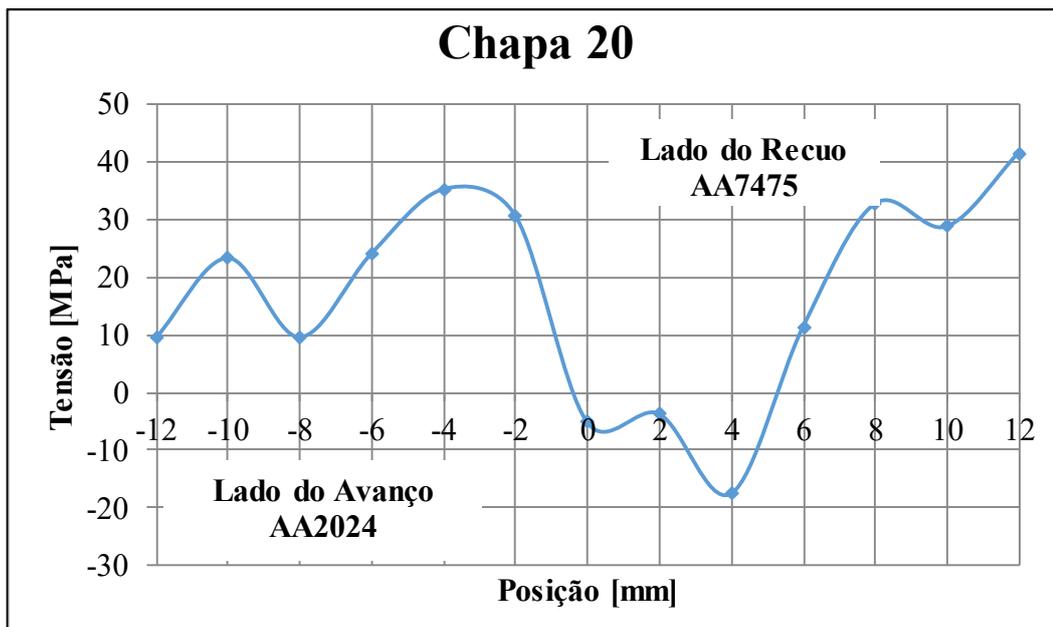
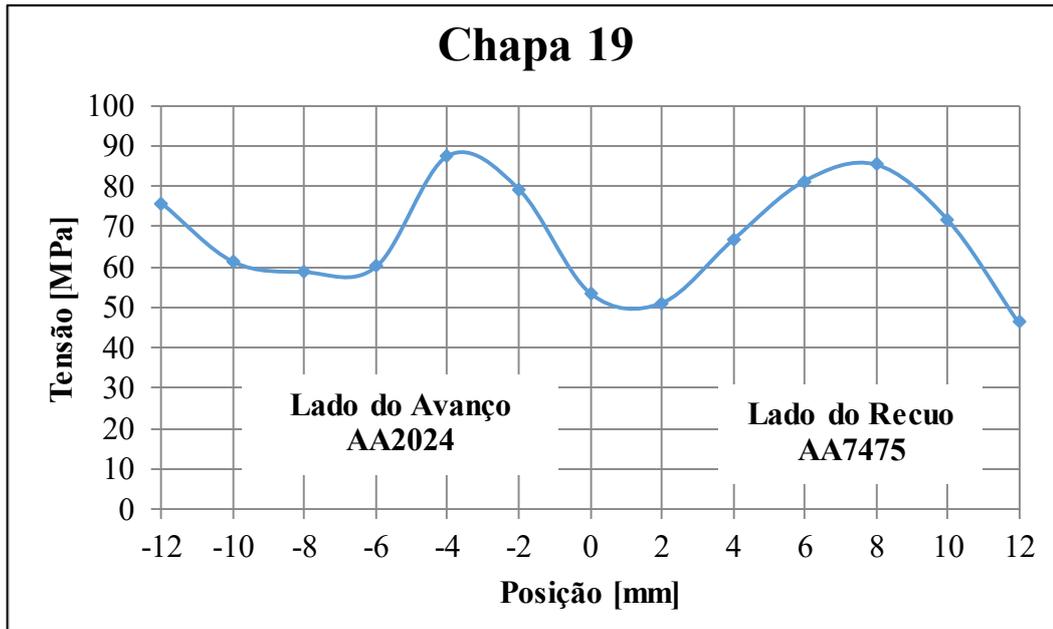


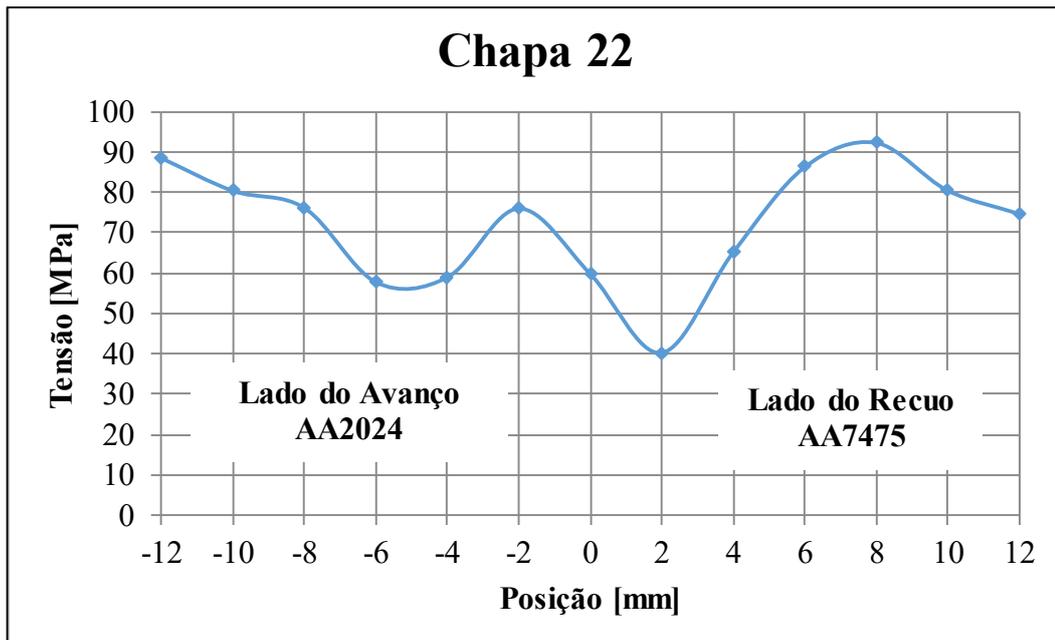
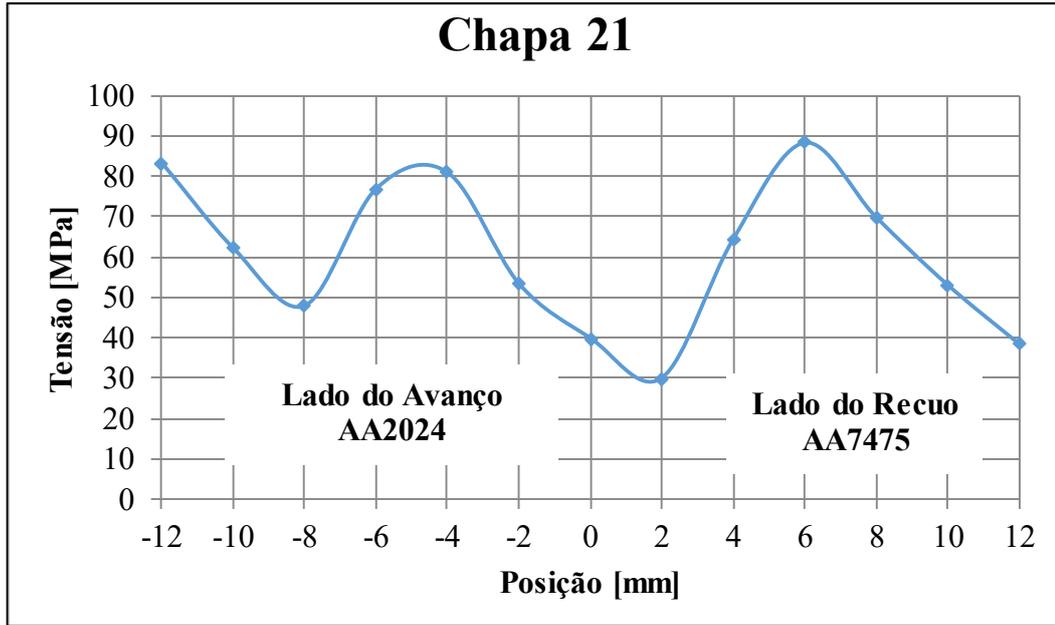
NOTA:
 - TOLERANCIA GERAL ±0,1mm
 - Temperado e duplamente revenido, 46 HRC
 - Ponta nitretada à plasma, 1000 HV

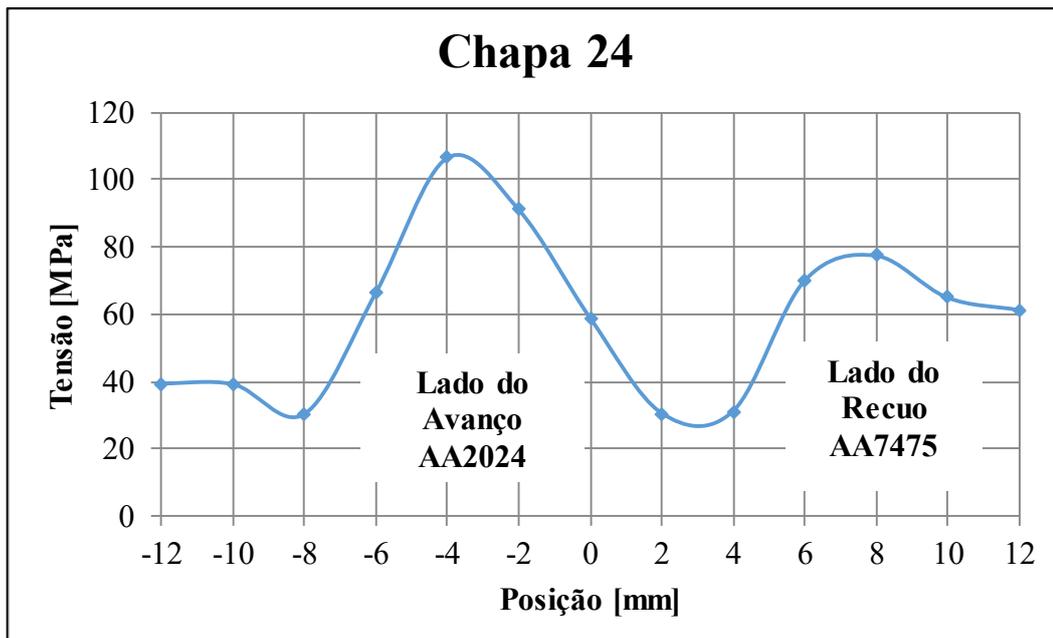
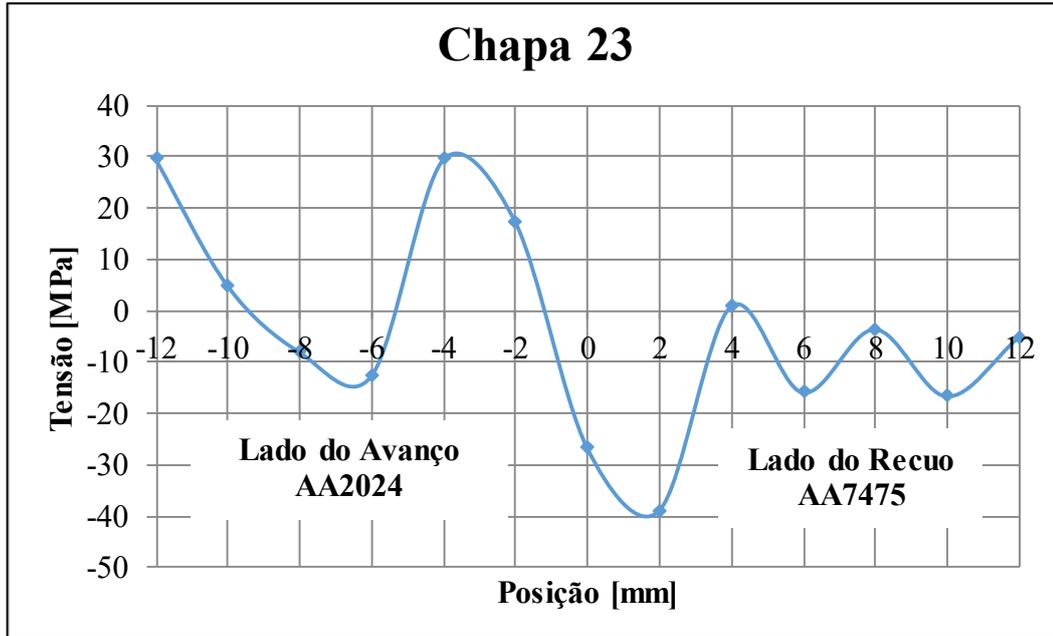
1	1 pç	AISI H13 - Ø1" x 94mm	TT Conforme NOTA
Item	Quant.	designação, material, dimensões, etc.	Norma
Desenhado por: Patricia Ap. O. Silva		Aprovado por - data:	Máquina: Friction Stir Welding
Verificado por: Prof. Dr. Sergio Delijaicov		Data: 08/12/2016	
FEI		FERRAMENTA FSW	
		A4	Escala: 1:1
		Versão 0	Folha 1/1
Nome do arquivo:			Figura 27

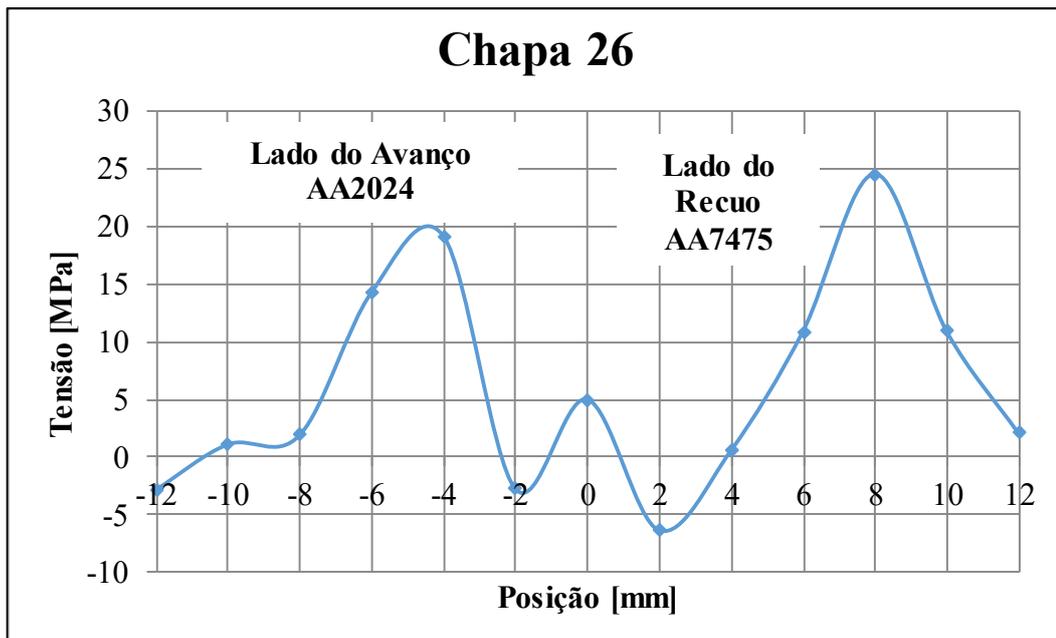
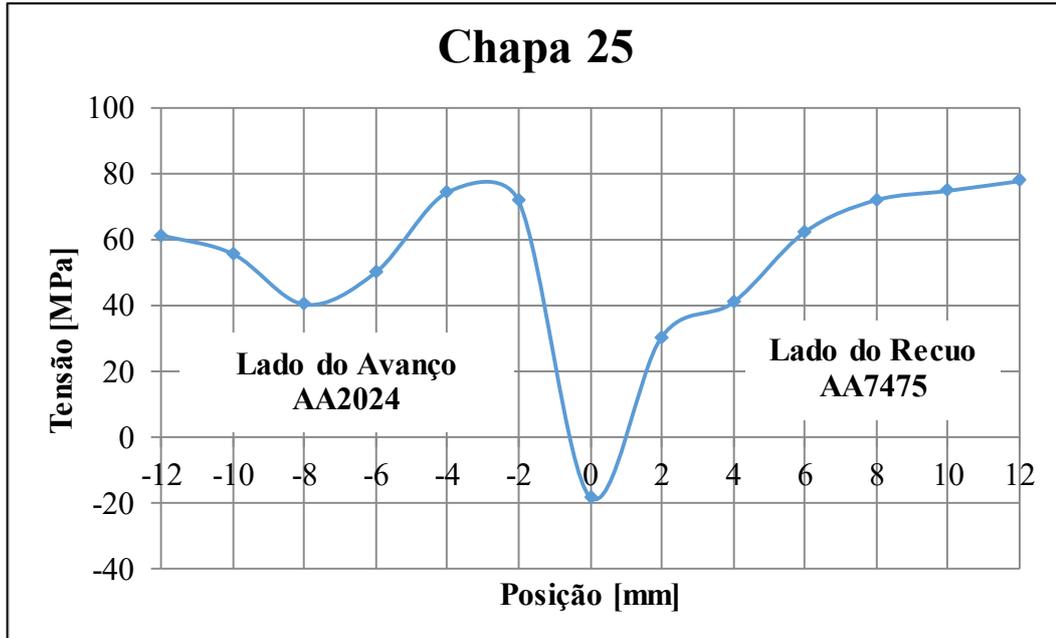
APÊNDICE B - Perfis de tensões residuais transversais na zona afetada pela solda

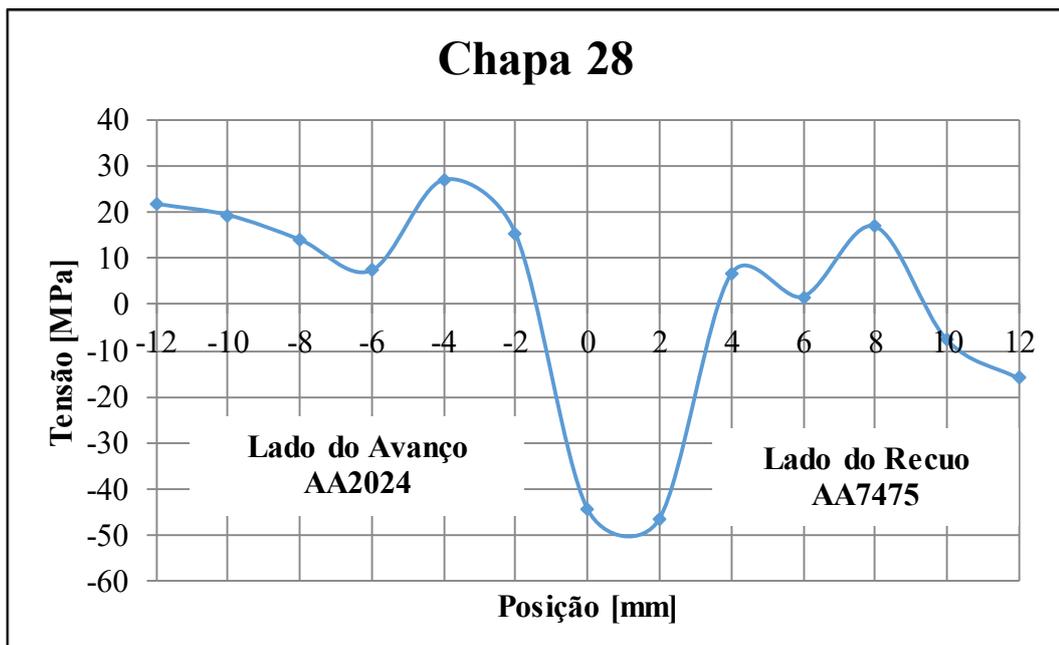
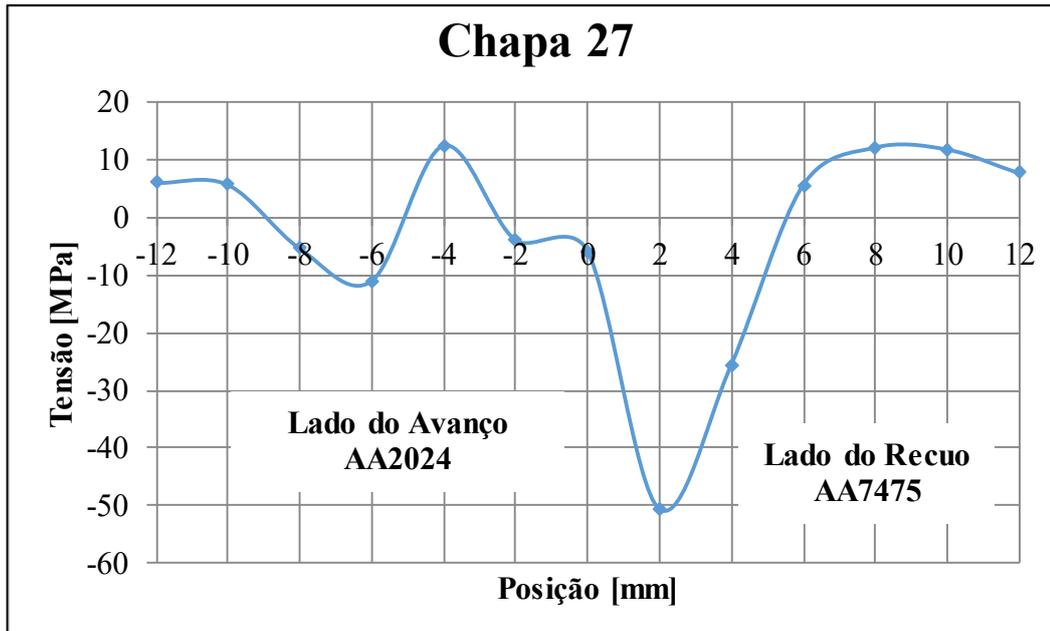


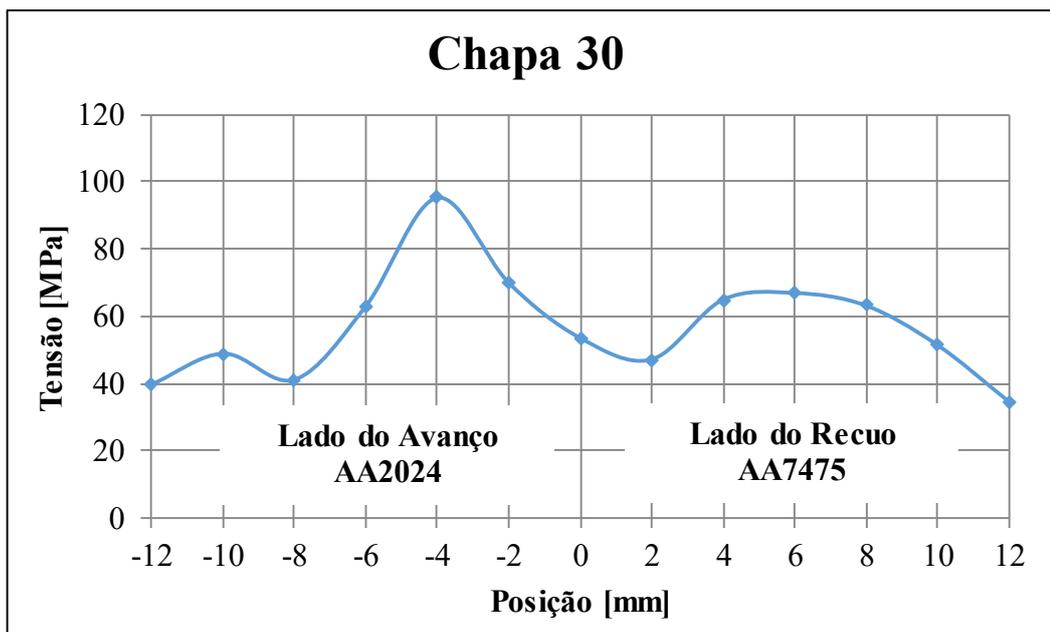
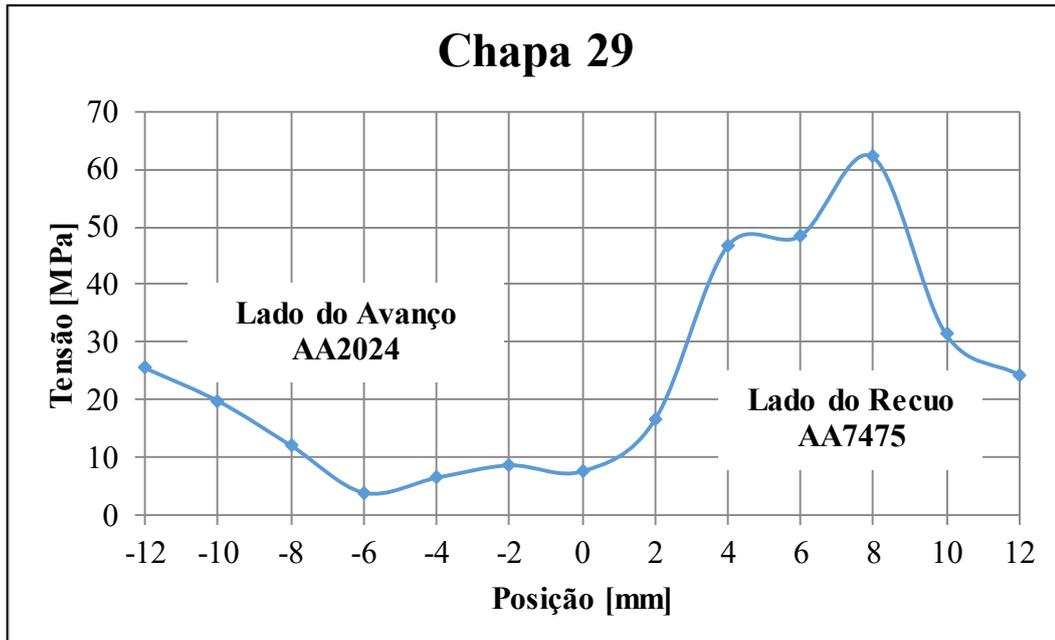


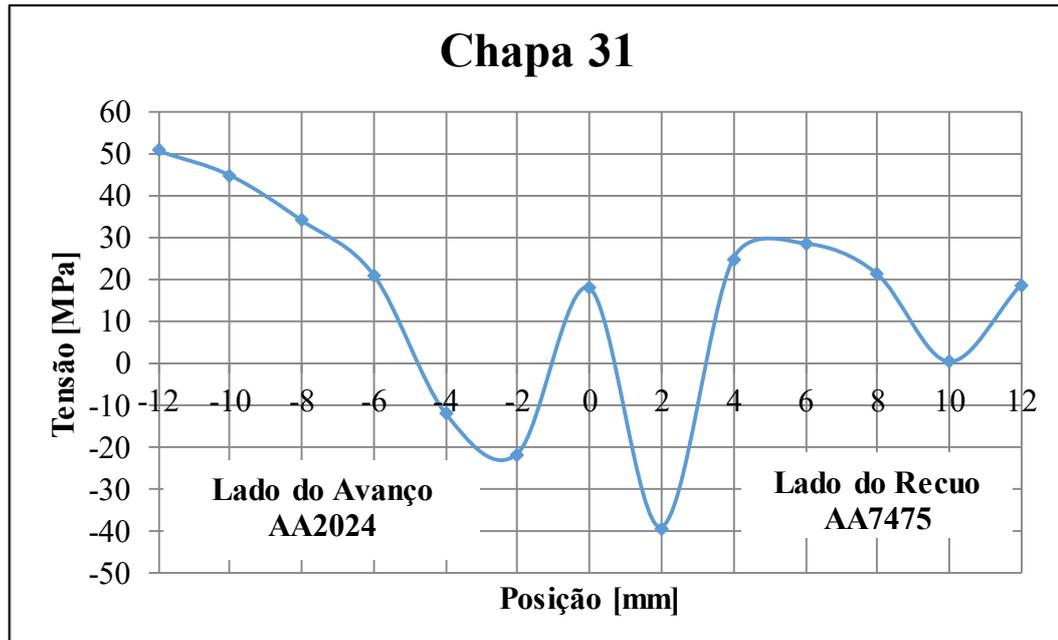




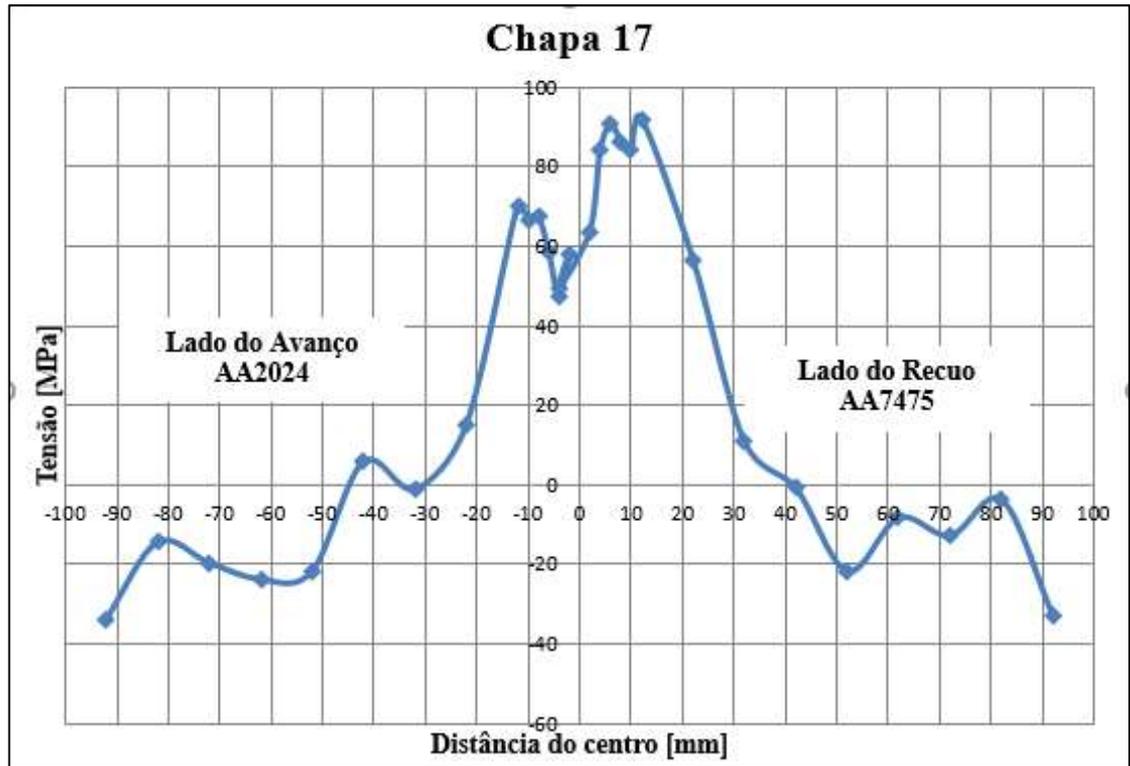








APÊNDICE C – Perfil da tensão residual transversal por toda a extensão da chapa 17



APÊNDICE D – Perfis de microdureza Vickers na zona afetada pela solda

