

CENTRO UNIVERSITÁRIO FEI
DANIEL YAMASHITA YAKABU

**CARACTERIZAÇÃO DA SUPERFÍCIE E PROPRIEDADES MECÂNICAS DA
SOLDAGEM POR ATRITO LINEAR EM JUNTAS TRI-DISSIMILARES COM
LIGAS DE ALUMÍNIO E LIGA DE TITÂNIO**

São Bernardo do Campo

2017

DANIEL YAMASHITA YAKABU

**CARACTERIZAÇÃO DA SUPERFÍCIE E PROPRIEDADES MECÂNICAS DA
SOLDAGEM POR ATRITO LINEAR EM JUNTAS TRI-DISSIMILARES COM
LIGAS DE ALUMÍNIO E LIGA DE TITÂNIO**

Dissertação de Mestrado apresentada ao
Centro Universitário FEI para obtenção do
título de Mestre em Engenharia Mecânica.
Orientado pelo Prof. Dr. Sergio Delijaicov

São Bernardo do Campo

2017

Yakabu, Daniel Yamashita.

Caracterização da superfície e propriedades mecânicas da soldagem por atrito linear em juntas tri-dissimilares com ligas de alumínio e liga de titânio / Daniel Yamashita Yakabu. São Bernado do Campo, 2017.

157 p. : il.

Dissertação - Centro Universitário FEI.

Orientador: Prof. Dr. Sergio Delijaicov.

1. Solda por atrito linear. 2. Tensão residual. 3. Microdureza. 4. Junção tri-dissimilar. I. Delijaicov, Sergio, orient. II. Título.

Elaborada pelo sistema de geração automática de ficha catalográfica da FEI com os dados fornecidos pelo(a) autor(a).

Aluno: Daniel Yamashita Yakabu

Matrícula: 215106-6

Título do Trabalho: Caracterização da superfície e propriedades mecânicas da soldagem por atrito linear em juntas tri-dissimilares com ligas de alumínio e liga de titânio.

Área de Concentração: Materiais e Processos

Orientador: Prof. Dr. Sergio Delijaicov

Data da realização da defesa: 13/12/2016

ORIGINAL ASSINADA

Avaliação da Banca Examinadora:

São Bernardo do Campo, 13 / 12 / 2016.

MEMBROS DA BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Sergio Delijaicov

Ass.: _____

Prof. Dr. Rodrigo Magnabosco

Ass.: _____

Prof. Dr. Sergio Tonini Button

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 este trabalho a minha esposa
Sayuri por todo o apoio durante todos estes
anos.

AGRADECIMENTOS

A minha esposa Erica Sayuri Konno, por todo o incentivo, conselhos e companheirismo, que me ajudam a superar qualquer desafio.

Aos meus pais, por toda educação e ensinamento que me proporcionaram chegar até aqui.

Ao Orientador, Professor Dr. Sergio Delijaicov, por todas as orientações e ensinamentos durante o desenvolvimento desta dissertação.

Ao Professor Adalto de Farias por compartilhar toda sua experiência e auxílio no desenvolvimento deste trabalho.

A aluna de Iniciação Científica, Bruna de Macedo, por toda a ajuda durante a execução dos experimentos deste trabalho.

Ao IPT de São José pelo empréstimo da máquina de FSW e toda a ajuda na execução dos ensaios.

A CAPES pelo apoio ao ensino por meio da concessão da bolsa de estudos.

“Nunca deixe que lhe digam que não vale a pena acreditar no sonho que se tem, ou que seus planos nunca vão dar certo, ou que você nunca vai ser alguém.

Quem acredita sempre alcança!”

Renato Russo

RESUMO

A busca por estruturas mais leves e resistentes contribuiu para o desenvolvimento de métodos de solda eficazes, dentre eles, a solda por atrito linear, que é uma técnica recente e patenteada em 1991. A indústria ainda é cautelosa com o uso desta técnica, e atualmente diversos estudos voltados ao melhor conhecimento da técnica estão sendo realizados. A solda é realizada por meio do atrito entre uma ferramenta rotativa e os materiais a serem soldados. Dentre as vantagens que a técnica proporciona, encontram-se a capacidade de realizar a solda entre as ligas de alumínio séries 2xxx e 7xxx e entre materiais de composições químicas diferentes. Neste trabalho foi estudada a junção tri-dissimilar entre as ligas de alumínio 2024-T4 e 7475-T6 com a liga de titânio Ti6Al4V. As ligas de alumínio foram posicionadas na parte superior da solda, formando uma solda do tipo topo. A liga de titânio foi posicionada na parte inferior da solda, formando uma solda do tipo sobreposto com as ligas de alumínio. Os parâmetros de rotação, avanço e ângulo da solda foram definidos, seguindo um planejamento experimental central composto com dois níveis de variação. A análise da influência destes parâmetros foi realizada por meio da avaliação da integridade superficial da solda com a medição da tensão residual, microdureza e limite de resistência pelo ensaio de tração. Além desses parâmetros, as forças de apoio e avanço, o torque e a temperatura foram monitoradas e posteriormente analisadas. A tensão residual foi medida no alumínio com a técnica do furo cego e no titânio com a difração de raios X. A tensão residual no alumínio apresentou valores positivos na superfície e a medida que a profundidade aumentou, a tensão reduziu chegando a valores próximos de zero e até negativos. No titânio, a tensão residual mostrou grande influência com a temperatura, onde altas temperaturas resultaram em baixa tensão. A microdureza no titânio não apresentou correlação com as variáveis. Por meio dos ensaios de tração, o limite de resistência da solda foi comparado com os metais base, onde foi possível obter soldas com o limite de resistência superior ao AA2024. A análise de otimização, correlacionando todas as variáveis analisadas resultou em um coeficiente de desejabilidade de 0,73, com a rotação de 964 RPM, avanço de 40 mm/min e ângulo de 1,6°.

Palavras-chave: Solda por atrito linear. Tensão Residual. Microdureza. Junção Tridissimilar

ABSTRACT

The search for lighter and more resistant structures contributed to the development of effective welding methods and among them, the friction stir welding, a recent technique patented in 1991. The industry is still cautious to use this technique, and currently several studies are being performed to improve the knowledge of the technique. The welding is performed through the friction between a rotating tool and the materials to be welded. Among the advantages which the technique provides is the possibility of welding aluminum alloys of the 2xxx and 7xxx series, and between materials of different chemical compositions. In this research a tri-dissimilar junction between aluminum alloys 2024-T4 and 7475-T6 and titanium alloy Ti6Al4V was studied. Aluminum alloys were positioned on the top portion of the welding, creating a butt weld. The titanium alloy was placed on the bottom portion of the weld creating a lap welding with the aluminum alloy. Parameters of rotation, welding speed and tilt were defined, following a central composite experimental design. The influences of these parameters were evaluated on the welding surface by measurement of residual stress, microhardness and strength by tensile test. Besides these parameters, force, torque and temperature were monitored and analyzed. The residual stress was analyzed by drill hole method on aluminum side and by X ray diffraction on titanium side. On aluminum side, residual stress showed positive value which were reducing along the deep, reach low values near zero and sometimes negative. On titanium side, residual stress showed relation to temperature, where high value of temperature resulted on low residual stress. Microhardness of titanium did not show any relation with the process parameters. Through the tensile test, ultimate tensile stress were compared with metal base, and it was possible to find out that welding had ultimate tensile stress higher than AA2024. The optimization analyzes, correlating with all evaluated parameters, resulted in a desirability value of 0,73, with rotation of 964 RPM, welding speed of 40 mm/min and angle of 1,6°.

Keywords: Friction stir welding. Residual stress. Microhardness. Tri-Dissimilar Junction.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Solda por FSW.....	25
Figura 2 - Publicações a respeito do FSW baseado no site Web Science	26
Figura 3 - Número de licenças da técnica de FSW.....	27
Figura 4 - Catamarã com painéis construídos pelo processo de FSW pela Marine Aluminium	27
Figura 5 - Sub-frame do Honda Accord: a) Estrutura com fixação de parafusos; b) Estrutura com FSW.....	28
Figura 6 - Fuselagem de um Boeing 747.....	29
Figura 7 - Consumo do alumínio em 2011	31
Quadro 1 - Nomenclatura dos tratamentos no alumínio.....	32
Quadro 2 - Subdivisão do tratamento T	33
Figura 8 - Curva de fadiga das ligas de alumínio série 2	34
Figura 9 - Relação entre limite de resistência e densidades dos principais metais e ligas metálicas.....	35
Figura 10 - Classificação de alguns metais	36
Figura 11 - Esquema ilustrativo do FSW	38
Figura 12- Etapas da solda por atrito linear.....	38
Figura 13 - Fluxo do material no movimento de avanço da ferramenta.....	39
Figura 14 - Lado do avanço e retrocesso do processo de FSW.....	40
Figura 15 - Tipos de junção para FSW.....	40
Figura 16 - Esquema de soldagem FSW com AA5083, AA6061-T6 e aço.....	41
Figura 17 - Visão macroscópica da seção transversal da solda por FSW de cobre com aço inoxidável.....	41
Figura 18 - Soldas do AMC: a) Solda por fusão a laser; b) Solda TIG; c) Solda FSW	42
Figura 19 - Componentes de uma ferramenta de FSW	43
Figura 20 - Pico da temperatura para diferentes diâmetros de ombro na soldagem de AA7075	44
Figura 21 - Relação entre o torque e diferentes diâmetros de ombro na soldagem de AA6061.	44
Figura 22 - Exemplos de tipos de ombro.....	45
Figura 23 - Nova geração de pinos da TWI para solda espessa	45
Figura 24 - Pino plano	46

Figura 25 - a, b e c) Ferramenta com pino intercambiável e d) Pinos testados	46
Figura 26 - Imagens das ferramentas utilizadas por Krasnowski	47
Figura 27 - Dureza obtida a 1 mm da superfície soldada.....	47
Figura 28 - Influência da rotação no limite de resistência e localização da fratura	50
Figura 29 - Limite de resistência em função da velocidade.....	51
Figura 30 - Regiões micro estruturais do FSW	52
Figura 31 - Microscopia ótica: a) <i>Onion rings</i> com avanço 50 mm/min e b) fluxo laminar com avanço de 225 mm/min.....	54
Figura 32 - Macroscopia da junção 2024 e 7075 em diferentes velocidades de avanço: a) 0,7 mm/s e b) 3,3 mm/s	54
Figura 33 - Microscopia óptica das zonas microestruturais da solda entre aço e cobre	55
Figura 34 - Região da fratura do corpo de prova de tração por meio do MEV	56
Figura 35 - MEV da ZM com formação de <i>onion rings</i>	56
Figura 36 - Vazio: (a) Vista superior; (b) Vista transversal.....	58
Figura 37 - Vazios com avanço de: a) 50 mm/mi; b) 150 mm/min; c) 225 mm/min; d) 300 mm/min e e) detalhe do item b).....	58
Figura 38 - Defeito <i>kiss bond</i>	59
Figura 39 - Falha na raiz	60
Figura 40 - Rebarba excessiva	60
Figura 41 - Área com os parâmetros apropriados	61
Figura 42 - Formação de vazios devido à mistura anormal e ao baixo aporte de calor	62
Figura 43 - Espaçamento interplanar em: a) sem a aplicação de uma tensão; e em b) aplicando se uma tensão	64
Figura 44 - Distância interplanar em cristal simples, em a) sem carregamento e b) aplicada uma força paralela ao plano cristalográfico.....	65
Figura 45 - Modelo de estado plano de tensões para regime elástico.....	66
Figura 46 - Roseta extensométrica.....	68
Figura 47 - Furadeira de passo típica para a técnica do furo cego.....	68
Figura 48 - Soldabilidade das ligas de alumínio	69
Figura 49 - Grãos refinados encontrados na ZM	70
Figura 50 - Microestrutura da ZTMA	71
Figura 51 - Perfil de microdureza entre AA5057-2024	72
Figura 52 - Solda com avanço de 80 mm/mm	72
Figura 53 - Microdureza entre AA7075 e AA2024	73

Figura 54 - Perfil da tensão residual na solda similar do AA2024-T4.....	73
Figura 55 - Perfil da tensão residual entre as ligas AA2024 e AA6065.....	74
Figura 56 - Roseta instalada para medição da tensão residual	75
Figura 57 - Tensão residual ao longo da profundidade do corpo de prova a) solda similar AA2024 e b) solda similar AA7075.....	75
Figura 58 - Posicionamento dos extensômetros na parte superior do corpo de prova	76
Figura 59 - Tensão residual ao longo da linha de solda	76
Figura 60 - Fratura no na região do metal base do AA7075	78
Figura 61 - Ensaio de tração para diferentes avanço e rotação	78
Figura 62 - Solda de topo entre ADC12 e titânio puro.....	79
Figura 63 - Secção transversal da solda em: a) ferramenta tocando na chapa de titânio e em b) defeitos de vazio.....	80
Figura 64 - Interface entre o Al e Ti com avanço de 90 mm/min em: a) a imagem no MEV; em b) o EDS da interface, em c) Difração de raio X no lado do alumínio e d) difração de raio X no lado do titânio.....	81
Figura 65 - Ensaio de tração para diferentes avanços	82
Figura 66 - Variação da penetração da solda e a força de apoio em função do tempo	82
Figura 67 - Corpo de prova do teste de cisalhamento e a curva de força por deslocamento: a) dp = 0.7 mm; b) dp = 0.....	83
Figura 68 - Planejamento fatorial com ponto central	84
Figura 69 - Dimensões das chapas de alumínio	88
Figura 70 - Dimensões da chapa de Titânio Ti6Al4V.....	88
Figura 71 - Esquema de disposição das chapas.....	89
Figura 72 - Dispositivo de fixação do arranjo das chapas.....	89
Figura 73 - Fixação das chapas por pino	90
Figura 74 - Grampos impedem o movimento vertical.....	90
Figura 75 - Fixação do dispositivo na base da máquina de FSW	91
Figura 76 - Desenho da ferramenta	91
Figura 77 - Ferramenta após os tratamentos.....	92
Figura 78 - Máquina de FSW do IPT de São José dos Campos.....	94
Figura 79 - Esquema das etapas do processo de solda	94
Figura 80 - Avanço da ferramenta no sentido da linha da solda – Movimentação horizontal .	95
Figura 81 - Calibração da ferramenta. Em (a) esquema da calibração e (b) calibração da ferramenta.....	96

Figura 82 - Posicionamento da câmera para a medição da temperatura do processo	97
Figura 83 - Software Flir tool para tratamento da imagem de temperatura	97
Figura 84 - Difratorômetro de raios X XRD-7000 Shimadzu do laboratório de materiais da FEI	98
Figura 85 - Posicionamento longitudinal da medição da tensão residual	98
Figura 86 - Disposição dos pontos de medição: a) na região central e b) no perfil transversal	99
Figura 87 - Furadeira de passo para ensaio de furo cego	100
Figura 88 - Esquema de posição dos extensômetros: a) ponto de medição na linha da solda e b) pontos de medição do perfil transversal e c) extensômetro fixado na chapa de alumínio	101
Figura 89 - Microdurômetro HMV-2 do laboratório de materiais da FEI	102
Figura 90 - Disposição dos pontos de medição: a) na linha da solda; b) no perfil transversal da chapa de alumínio e c) no perfil transversal da chapa de titânio	103
Figura 91 - Corpo de prova com tratamento na superfície para ensaio de microdureza.....	103
Figura 92 - Microscópio para medição da microdureza acoplado com câmera.....	104
Figura 93 - Corte do corpo de prova de tração por eletroerosão a fio	104
Figura 94 - Esquema do corte do corpo de prova de tração.....	105
Figura 95 - Vista superior do corpo de prova de tração	105
Figura 96 - MTS para ensaio de tração	106
Figura 97 - Fixação do corpo de prova de tração. Em (a) desenho esquemático e em (b) imagem do corpo de prova fixado na MTS.	106
Figura 98 - Corpo de prova 23 com descolamento da placa de Ti, em: a) vista superior da solda; b) vista da chapa de alumínio na região de contato e c) vista da chapa de titânio na região de contato	108
Figura 99 - Corpo de prova 13 com descolamento da placa de Ti, em: a) vista superior da solda; b) vista da chapa de alumínio na região de contato e c) vista da chapa de titânio na região de contato	109
Figura 100 - Rebarba excessiva do lado do avanço	110
Figura 101 - Rebarba excessiva em ambos os lados da solda, em: a) rebarba excessiva do lado do retrocesso; b) imagem do corpo de prova 22 por inteira e c) imagem da rebarba excessiva do lado do avanço.....	112
Figura 102 - Defeito de vazio superficial em: a) imagem do corpo de prova 8 por inteira; b) vazio superficial e c) trinca abaixo do vazio superficial.....	113

Figura 103 - Trinca encontrada abaixo do acabamento da solda. Em a) visão geral e b) visão detalhada.....	113
Figura 104 - Falta de contato do ombro na superfície da chapa de alumínio.....	114
Figura 105 - Defeito de vazio	115
Figura 106 - Contato da ferramenta na chapa de titânio.....	115
Figura 107 - Força de apoio e avanço em função da distância no corpo de prova 10.....	116
Figura 108 - Gráfico da força de apoio do corpo de prova 25.....	117
Figura 109 - Gráfico de Pareto na análise da força de apoio.....	118
Figura 110 - Superfície de resposta da força de apoio em relação ao avanço e ao ângulo	119
Figura 111 - Força de avanço do corpo de prova 8.	121
Figura 112 - Irregularidades no acabamento superficial da solda	121
Figura 113 - Gráfico do torque no corpo de prova 25	122
Figura 114 - Gráfico do torque na região de movimentação horizontal.....	122
Figura 115 - Gráfico de Pareto do Torque.....	124
Figura 116 - Superfície de resposta entre a rotação e o ângulo	124
Figura 117 - Superfície de resposta entre a rotação e o avanço	125
Figura 118 - Superfície de resposta entre o ângulo e o avanço para: a) o torque; e b) a força de apoio	126
Figura 119 - Gráfico da variação da temperatura ao longo do tempo	127
Figura 120 - Gráfico de Pareto para a Temperatura	128
Figura 121 - Superfície de resposta entre o avanço e o ângulo em função da Temperatura ..	128
Figura 122 - Gradiente da coloração da ferramenta	129
Figura 123 - Gráfico de Pareto para a tensão residual da região inferior	130
Figura 124 - Superfície de resposta entre o ângulo e o avanço em função da: a) tensão residual da região inferior da solda; e b) temperatura.....	131
Figura 125 - Perfil da tensão residual longitudinal em diferentes distâncias da linha de solda	132
Figura 126 - Distribuição de Pareto para a tensão residual do alumínio.....	133
Figura 127 - Tensão residual superficial para as condições com ângulo = 1°	134
Figura 128 - Tensão residual superficial para as condições com ângulo = 3°	135
Figura 129 - Tensão residual superficial para as condições dos pontos estrelas.....	135
Figura 130 - Tensão residual superficial para as condições dos pontos centrais	136
Figura 131 - Perfil da tensão residual em diferentes distâncias da linha de solda.	137
Figura 132 - Microdureza Vickers da região superior dos corpos de prova.....	137

Figura 133 - Distribuição de Pareto para a microdureza do alumínio	139
Figura 134 - Superfície de resposta da microdureza na linha da solda do lado do alumínio.	139
Figura 135 - Microdureza na seção transversal do lado do Alumínio	140
Figura 136 - Microdureza Vickers obtida no lado do Titânio.....	140
Figura 137 - Distribuição de Pareto para a microdureza do titânio	141
Figura 138 - Superfície de resposta: a) da microdureza na linha da solda do lado do titânio; e b) da temperatura	142
Figura 139 - Microdureza na seção transversal do lado do titânio	143
Figura 140 - Resultados do ensaio de tração.....	145
Figura 141 - Curva de força por deslocamento do ensaio de tração	145
Figura 142 - Análise da otimização dos parâmetros dependentes. (a) Superfície de resposta entre a rotação e avanço, (b) Superfície de resposta entre a rotação e o ângulo e (c) a superfície de resposta entre o avanço e o ângulo.	147

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - EDS das regiões de <i>onion rings</i>	57
Tabela 2 - Resultado do ensaio de tração para os materiais base e o FSW	77
Tabela 3 - Resultado do ensaio de tração para diferentes posições da ferramenta.....	77
Tabela 4 - Composição química média das ligas utilizadas	87
Tabela 5 - Parâmetros do ensaio.....	92
Tabela 6 - Planejamento central composto com os parâmetros de ensaio.....	93
Tabela 7 - Resultado da força de apoio	118
Tabela 8 - Resultado da força de avanço	120
Tabela 9 - Resultados do Torque.....	123
Tabela 10 - Resultados da temperatura.....	127
Tabela 11 - Resultados da tensão residual do titânio.....	130
Tabela 12 - Resultados da tensão residual longitudinal do alumínio	133
Tabela 13 - Resultado da microdureza do lado do alumínio	138
Tabela 14 - Resultado da microdureza do lado do titânio	141
Tabela 15 - Resultado do ensaio de tração	144
Tabela 16 - Resultado próximos dos pontos ótimos.....	148

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AA	Aluminium Association
ABAL	Associação Brasileira do Alumínio
ADC	Aluminium Die Casting
AMC	Aluminium Matrix Composite
CONAMA	Conselho Nacional do Meio Ambiente
DAC	Departamento de Aviação Civil
EDS	Energy Dispersive X-ray Spectroscopy
EUA	Estados Unidos da América
FSSW	Friction Stir Spot Weld
FSW	Friction stir welding
ICAO	International Civil Aviation Organization
INMETRO	Instituto Nacional de Metrologia, Qualidade e Tecnologia
ISO	International Organization for Standardization
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
MIG	Metal Inert Gas
MMC	Metal Matrix Composite
NASA	National Aeronautics and Space Administration
PCBN	Nitreto de Boro cúbico policristalino
RSW	Resistance Spot Weld
TIG	Tungsten Inert Gas
TWI	The Welding Institute
ZAC	Zona Afetada pelo Calor
ZM	Zona de Mistura
ZTMA	Zona Termomecânica Afetada

LISTA DE SÍMBOLOS

%	Porcentagem
°	Graus
$\epsilon_{\phi\psi}$	Deformação no plano $\phi\psi$
Al	Alumínio
B	Boro
C	Carbono
Cl	Cloro
cm	Centímetro
CO ₂	Dióxido de Carbono
Cr	Cromo
Cu	Cobre
d	Distância interplanar
$d_{\phi\psi}$	Distância interplanar no plano $\phi\psi$
d_0	Distância interplanar sem deformação
E	Módulo de Elasticidade
f	Avanço da ferramenta
Fe	Ferro
F _x	Força de avanço
F _z	Força de apoio
g	Grama
H	Hidrogênio
HV	Dureza Vickers
IMC	Intermetallic compounds
J	Função <i>desirability</i>
j	Variável independente da função <i>desirability</i>
K	Kelvin
kg	Quilogramas
km	Quilômetros
kN	Quilo Newton
kWh	Quilo Watts hora
L	Menor valor aceitável

m	Quantidade de variáveis de resposta
Mg	Magnésio
min	Minutos
mm	Milímetros
Mn	Manganês
MPa	Mega Pascal
N	Nitrogênio
n	Rotação
O	Oxigênio
ϕ	Ângulo entre tensão principal e o plano da superfície
$^{\circ}\text{C}$	Graus Celsius
RPM	Rotação por minuto
s	Segundos
s	Peso para função com valor máximo
Si	Silício
Sic	Sílica
T	Valor alvo
t	Peso para função com valor mínimo
Ti	Titânio
Ti	Titânio
U	Maior valor aceitável
y	Valor de resposta
Zn	Zinco
α	Ângulo da ferramenta (<i>Tilt</i>)
α	Ângulo da ferramenta
γ	Coefficiente de Poisson
Δd	Varição da distância interplanar
ε	Deformação
η	Ordem da difração
θ	Ângulo de difração
λ	Comprimento de onda
μm	Micrometros
σ	Tensão

σ_{θ}	Tensão no plano θ e ψ igual a 90°
σ_0	Limite de escoamento
$\sigma_{\text{máx}}$	Tensão residual máxima
ψ	Ângulo entre a tensão principal e a reta normal a superfície

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	23
1.1	OBJETIVO	30
1.2	ESTRUTURA DO TEXTO	30
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	31
2.1	LIGAS DE ALUMÍNIO	31
<i>2.1.1</i>	<i>Ligas de alumínio séries 2XXX e 7XXX.....</i>	<i>34</i>
2.2	TITÂNIO.....	35
<i>2.2.1</i>	<i>Liga de titânio Ti6Al4V.....</i>	<i>37</i>
2.3	SOLDAGEM POR ATRITO LINEAR (FSW).....	37
<i>2.3.1</i>	<i>Ferramenta</i>	<i>42</i>
<i>2.3.1.1</i>	<i>Geometria da ferramenta</i>	<i>43</i>
<i>2.3.1.2</i>	<i>Material da Ferramenta</i>	<i>47</i>
<i>2.3.2</i>	<i>Parâmetros de teste.....</i>	<i>49</i>
<i>2.3.3</i>	<i>Microestrutura.....</i>	<i>52</i>
<i>2.3.5</i>	<i>Principais defeitos na solda FSW.....</i>	<i>57</i>
<i>2.3.6</i>	<i>Propriedades mecânicas.....</i>	<i>62</i>
<i>2.3.9</i>	<i>FSW em junções dissimilares</i>	<i>69</i>
2.4	PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL FATORIAL	84
2.5	OTIMIZAÇÃO DE EXPERIMENTOS	85
3	METODOLOGIA	87
3.1	MATERIAIS UTILIZADOS.....	87
3.2	PREPARAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA.....	88
3.3	FIXAÇÃO DAS CHAPAS	89
3.4	PREPARAÇÃO DA FERRAMENTA	91
3.5	PARÂMETROS DE ENSAIO	92
3.6	EXECUÇÃO DO ENSAIO	94
3.7	MEDIÇÃO DOS ESFORÇOS DE SOLDA	96
3.8	MEDIÇÃO DA TEMPERATURA	97
3.9	ANÁLISE DE TENSÃO RESIDUAL DO LADO INFERIOR.....	98
3.10	ANÁLISE DE TENSÃO RESIDUAL DO LADO SUPERIOR.....	99
3.11	ANÁLISE DE MICRODUREZA.....	101
3.12	ENSAIO DE TRAÇÃO	104

4	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	108
4.1	INSPEÇÃO VISUAL E IDENTIFICAÇÃO DE DEFEITOS.....	108
4.2	ANÁLISE DOS ESFORÇOS DE SOLDA	116
4.3	FORÇA DE APOIO (Fz)	116
4.4	FORÇA DE AVANÇO (Fx)	119
4.5	ANÁLISE DO TORQUE.....	122
4.6	ANÁLISE DA TEMPERATURA	126
4.7	ANÁLISE DA TENSÃO RESIDUAL LONGITUDINAL.....	129
4.7.1	<i>Tensão residual longitudinal do Titânio</i>	129
4.7.2	<i>Tensão residual longitudinal do Alumínio</i>	132
4.8	ANÁLISE DA MICRODUREZA.....	137
4.8.1	<i>Microdureza do lado do alumínio</i>	137
4.8.2	<i>Microdureza do lado do Titânio</i>	140
4.9	ANÁLISE DO ENSAIO DE TRAÇÃO	143
4.10	OTIMIZAÇÃO	146
5	CONCLUSÃO	149
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	151
	REFERÊNCIAS.....	152

1 INTRODUÇÃO

Um dos grandes desafios da indústria da mobilidade é a busca por uma melhor eficiência energética de seus produtos, contribuindo para a redução de emissão de poluentes e garantindo a competitividade de seus produtos perante a evolução do mercado e tecnologia.

Na indústria automotiva, órgãos regulamentadores em todo o mundo limitam a emissão de poluentes dos veículos. No Brasil, o Conselho Nacional do Meio Ambiente (CONAMA) é o órgão regulamentador do nível de emissão de poluentes. Existem, também, programas que classificam os veículos de acordo com a eficiência energética de cada veículo. O programa de etiquetagem do Instituto Nacional de Metrologia, Qualidade e Tecnologia (INMETRO) é o responsável por esta classificação no Brasil desde sua criação em 2009. Esses são dados utilizados como fatores de decisão na compra dos veículos pelos consumidores.

A indústria aeronáutica também possui normas regulamentadoras de emissão de poluentes. Atualmente a organização internacional de aviação civil, conhecida como *International Civil Aviation Organization* (ICAO) é responsável por estabelecer limites de emissões de poluentes na decolagem e aterrissagem das aeronaves. No Brasil, o Departamento de Aviação Civil (DAC) é a entidade responsável por assegurar que as aeronaves atendam os limites estabelecidos pela ICAO.

Em veículos aeroespaciais apenas 5% do peso da aeronave é destinada à carga útil. A maior parcela desta massa é utilizada em componentes estruturais e ao combustível. Uma redução de massa representaria uma maior capacidade de carga (Prater, 2014).

Diversos materiais são empregados para atingir reduções significativas de massa. O alumínio e suas ligas são materiais amplamente utilizados devido a sua baixa densidade comparada aos aços usualmente empregados. A desvantagem destes materiais está em suas propriedades mecânicas, que são supridas com reforços estruturais aplicados em conjunto com a estrutura em alumínio.

Um exemplo, desenvolvido por Lockheed Martin, foi a substituição do alumínio AA2219 por um compósito de alumínio e Lítio chamado de AA2195. Esse compósito, utilizado no tanque externo de combustível das aeronaves da *National Aeronautics and Space Administration* (NASA), propiciou uma redução de massa de 3400 kg comparada ao projeto inicial (Prater, 2014).

O Titânio e suas ligas são também materiais amplamente empregados, principalmente na indústria aeronáutica e naval, como alternativa para redução de massa. Sua relação entre

peso e propriedades mecânicas é favorável a inúmeras aplicações. As excelentes propriedades mecânicas em altas temperaturas favorecem sua utilização, principalmente, em turbinas usadas na indústria aeroespacial.

Compósitos metálicos, conhecidos na literatura estrangeira como *metal matrix composite* (MMC), são constituídos de duas fases de metais reforçados com cerâmica. Estes compósitos estão se tornando alternativa para a utilização de materiais de baixo peso alinhados com excelentes propriedades mecânicas (GUPTA e PARAMSOTHY, 2014)

Storjohann et al. (2005) compara a liga de alumínio Al2219-T8, usualmente utilizada na indústria aeroespacial, com um MMC reforçado com 30% de sílica. Apesar do MMC e da liga de alumínio apresentarem densidades semelhantes, o compósito metálico apresenta relativa melhora nas propriedades mecânicas, chegando a apresentar um módulo de elasticidade 60% maior e uma resistência a tração 15% maior.

As utilizações destes materiais muitas vezes estão limitadas as técnicas para sua junção. Atualmente, o setor aeronáutico utiliza-se do processo de rebite ou solda convencional para soldas de ligas de alumínio utilizado nas estruturas das aeronaves. O rebite apresenta a desvantagem de criar pontos de concentração de tensão e ser uma técnica de difícil automatização (GENILOCO, 2007). Já a solda convencional provoca a alteração das propriedades microestruturais da região da solda devido a fusão e deposição de um material de fusão. Isso prejudica as propriedades mecânicas no local, criando distorções e tensões residuais trativas.

Alternativas que supram as desvantagens dos atuais processos de junção de chapas estão sendo estudadas. O processo por solda à laser, *Laser Beam Welding*, e a solda por atrito linear, conhecida como *friction stir welding* (FSW), são duas das técnicas promissoras que atualmente estão sendo profundamente pesquisadas.

Inicialmente aplicada ao alumínio por Wayne Thomas (1991), a técnica de solda por atrito linear consiste em uma ferramenta, não consumível e rotativa, que é inserida na junção das partes a serem soldadas. À medida que a solda é consolidada, a ferramenta move-se em direção do avanço e, devido ao atrito da rotação, a região de contato sofre aquecimento suficiente para que os metais plastifiquem e misturem-se entre si. A Figura 1 ilustra o processo.

Figura 1 - Solda por FSW



Fonte: TWI Global, 2016

Esta técnica possibilita a junção de metais similares e dissimilares, uma vez que o processo é considerado um processo de soldagem no estado sólido, ou seja, não envolve fusão de materiais. Outra vantagem da técnica é a versatilidade da solda, já que diversos tipos de juntas podem ser utilizadas, sendo que as juntas de topo e sobrepostas são as técnicas mais usuais de solda por atrito linear.

Comparado a soldagem por fusão, o FSW apresentou melhores propriedades mecânicas, conseguindo atingir até 80% da tensão de escoamento do material base em ligas de alumínio (MISHRA e MA, 2005).

As principais vantagens do FSW são destacadas por Mishra e Ma (2005) em três áreas.

a) Metalurgia

- Processo de fase sólida
- Pequena distorção da peça
- Boa estabilidade dimensional e repetibilidade
- Sem perdas de elementos de liga
- Excelentes propriedades metalúrgicas na região de solda
- Microestrutura refinada
- Rápida reposição de partes soldadas

b) Ambiental

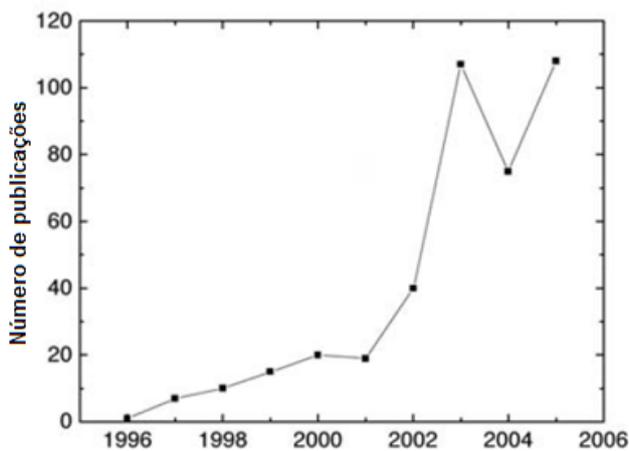
- Não necessita de limpeza superficial
- Não gera detritos ou resíduos
- Não necessita de solventes para remoção de gordura
- Não consome materiais como gás, eletrodos ou fios

c) Energia

- Melhorias no uso dos materiais
- 2.5% da energia de um processo a laser
- Diminui o consumo de combustível através da redução de peso em aeronaves, automóveis e navios.

A técnica de FSW, relativamente nova, já apresenta um amplo campo de aplicações e inúmeras vantagens, se comparada às técnicas de soldagem convencional. Muitos estudos, voltados para a melhor compreensão e desenvolvimento desta técnica, estão sendo desenvolvidos e apresentados durante a última década. A Figura 2 apresenta a evolução do número de artigos desenvolvido na área.

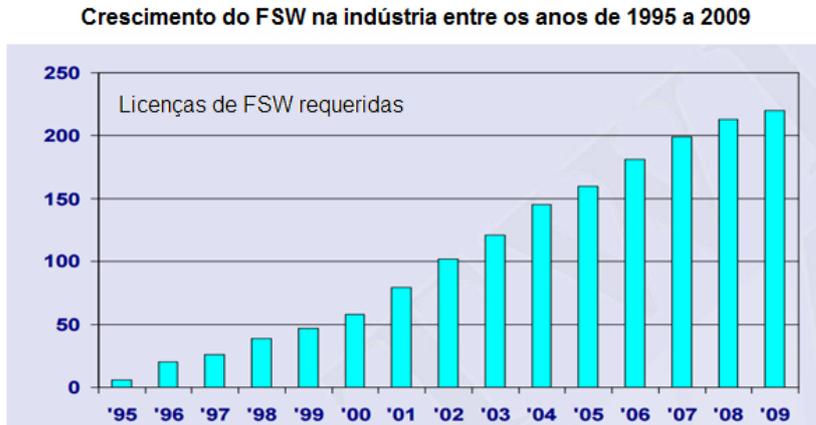
Figura 2 - Publicações a respeito do FSW baseado no site Web Science



Fonte: Mishra e Mahoney, 2007

Russel (2010) em seu estudo pela *The Welding Institute* (TWI) demonstrou, na Figura 3, o crescimento de licenças para a técnica ao longo dos anos.

Figura 3 - Número de licenças da técnica de FSW



Fonte: Russel, 2010

A divisão de sistemas de defesa da Boeing utilizou-se da técnica FSW nos programas Delta II e IV para a manufatura dos tanques de combustíveis dos foguetes, obtendo uma economia de 20% em relação à fixação por rebites, além de uma significativa redução do tempo de construção.

Outro exemplo é o Catamarã, ilustrado na Figura 4, construída pela Marine Aluminium A. S. onde a técnica foi utilizada para a construção de seus painéis. Foi destacada a economia de tempo exigida na preparação da superfície, não sendo necessário o polimento e tratamento da superfície usual nos processos convencionais de soldagem (SHAH E TOSUNOGLU, 2012).

Figura 4 - Catamarã com painéis construídos pelo processo de FSW pela Marine Aluminium

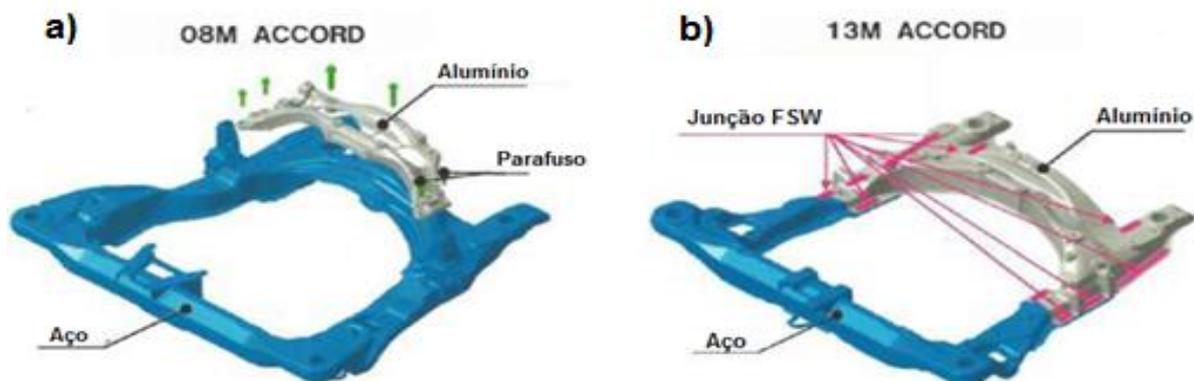


Fonte: Shan. e Tosunoglu, 2012

A técnica de FSW começou a ser utilizada para a produção em massa de veículos automotivos pela Honda Motors Corporation, em 2012, na produção do veículo Accord 2013, na planta de Ohio, nos Estados Unidos. Esta foi a primeira vez que a técnica foi utilizada para a produção em escala.

Neste veículo, o sub-frame, composto de alumínio e aço, é soldado por um robô desenvolvido especialmente para este fim. O novo sistema de solda apresentou uma qualidade de solda igual ou até melhor que a solda convencional por gás inerte de metal, conhecido como *Metal Inert Gas* (MIG). Além disso, resultou na redução de 50% do consumo de energia comparado ao processo convencional. A Figura 5 (a) ilustra a fixação do suporte de alumínio com a parte estrutural de aço com parafusos. O item (b) ilustra as peças soldadas através do FSW (KUSUDA, 2013).

Figura 5 - Sub-frame do Honda Accord: a) Estrutura com fixação de parafusos; b) Estrutura com FSW



Fonte: Kusuda, T., 2013

Baseado nos estudos atuais e nas vantagens oferecidas pelo FSW, esta técnica apresenta grande potencial para aplicações futuras em diversas áreas da engenharia, principalmente na busca por estruturas mais leves e junções mais confiáveis, com melhores propriedades mecânicas em relação às atuais técnicas de solda.

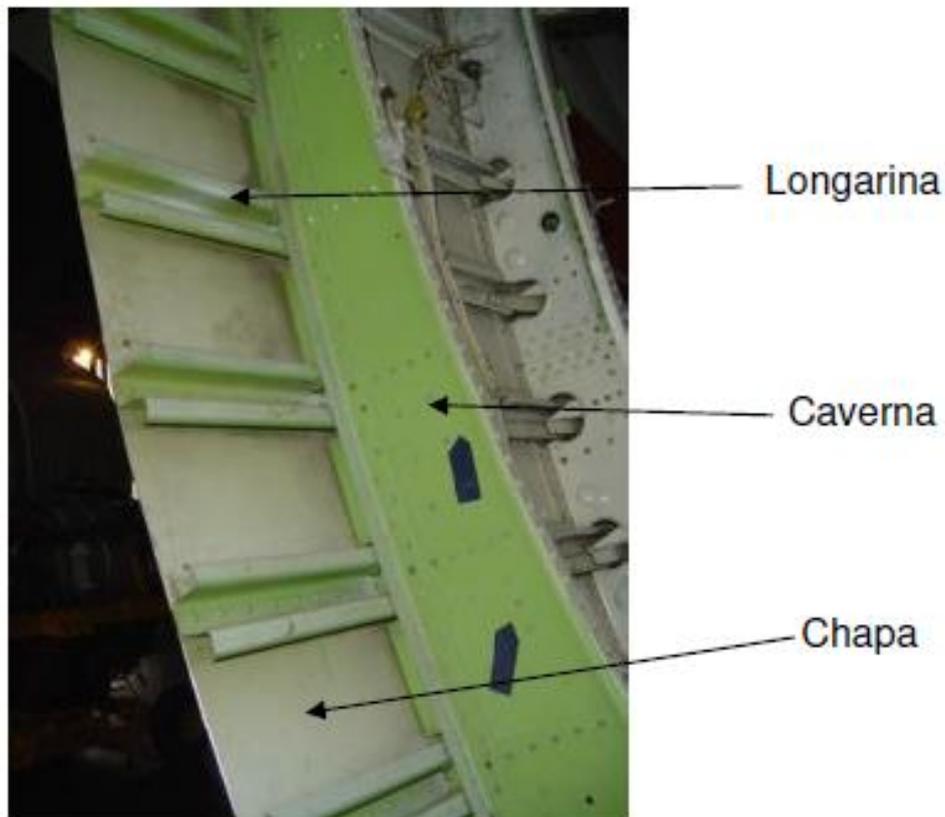
Para isso, diversos estudos voltados à otimização dos parâmetros de solda estão sendo desenvolvidos. Outra linha de estudo é voltada para aprimorar as ferramentas, evitando desgastes excessivos e viabilizando o custo do processo, especialmente para materiais com maiores dificuldades de soldagem.

Apesar da solda de materiais dissimilares apresentarem inúmeras vantagens, muitos estudos ainda estão sendo desenvolvidos para tornar o processo viável em aplicações industriais.

Pesquisas envolvendo junções de três elementos dissimilares não apresentam muitos resultados na literatura, pois a maior parte dos estudos está voltada a junções de apenas dois materiais.

Motivado pelo estudo do FSW em junções tri-dissimilares, este trabalho visa a pesquisa de uma junção entre as ligas de alumínio AA2024-T4, AA7475-T6 e o titânio Ti6Al4V. Estes materiais são usualmente utilizados na indústria aeronáutica e apresentam limitações de soldabilidade utilizando as técnicas convencionais de solda. Sua aplicação pode ocorrer na região estrutural da aeronave. As chapas de AA2024 utilizadas para o revestimento da aeronave, e as ligas AA7475 e Ti6Al4V sendo utilizadas para reforços estruturais como em longarinas e cavernas. Um exemplo de possível aplicação da junção é mostrado na Figura 6, que ilustra a estrutura da fuselagem de um Boeing 747.

Figura 6 - Fuselagem de um Boeing 747



Fonte: Genicolo, 2007

1.1 OBJETIVO

O objetivo deste trabalho é avaliar a integridade mecânica superficial e respectivas propriedades mecânicas de uma composição tri-dissimilar de chapas soldadas pelo processo de soldagem por atrito linear. O estudo foi baseado na variação dos principais parâmetros de solda, a fim de identificar características inerentes ao processo.

Os materiais utilizados para a análise são as ligas de alumínio AA2024-T4, AA7475-T6 e a liga de titânio Ti6Al4V.

A avaliação da superfície foi realizada através da análise da tensão residual e microdureza superficial. Para a medição da tensão residual foram utilizadas as técnicas do furo cego e da difração de raios X. A microdureza foi avaliada na escala Vickers e as propriedades mecânicas foram avaliadas pelo ensaio de tração.

1.2 ESTRUTURA DO TEXTO

A seção 1 apresenta uma breve introdução a respeito do tema, demonstrando o atual contexto da técnica no cenário industrial e acadêmico. Além disso, o capítulo discute a motivação e o objetivo do trabalho.

Na seção 2 é apresentada a revisão bibliográfica dos assuntos relacionados ao tema.

A seção 3 descreve toda a metodologia utilizada para a realização dos experimentos. Os resultados e as discussões obtidas são apresentados na seção 4 e a conclusão do trabalho foi discutida na seção 5. Sugestões para trabalhos futuros são apresentados na seção 6.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

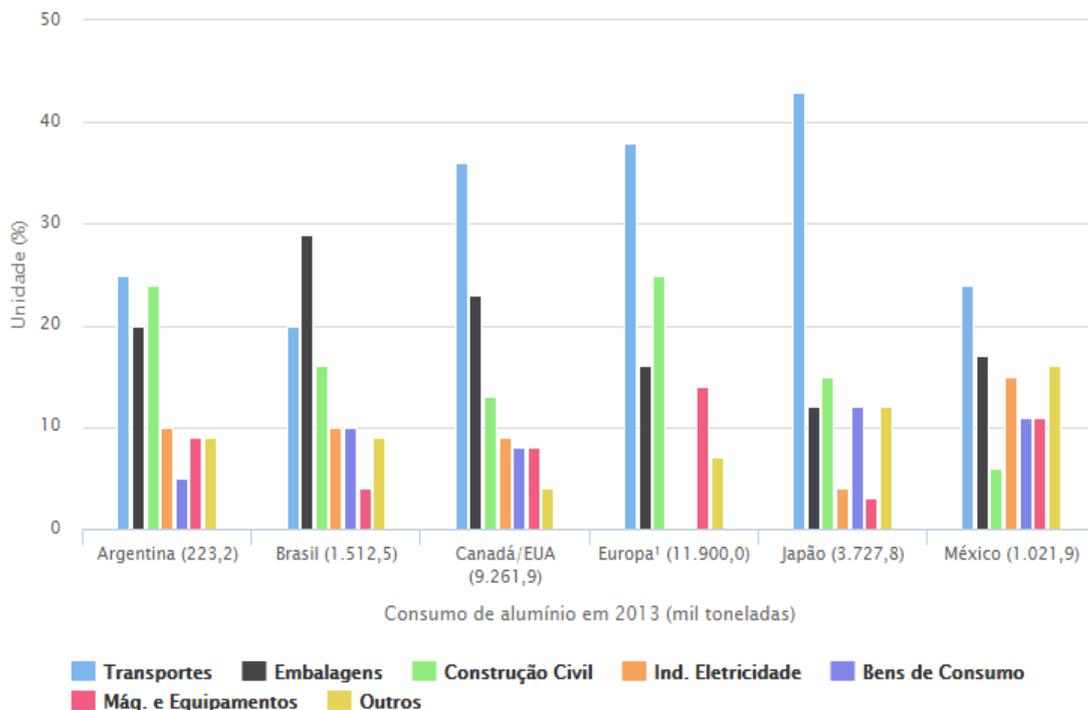
Nesta seção, primeiramente, são apresentados os materiais utilizados no trabalho, no caso, o alumínio e as ligas da série 2XXX e 7XXX, e o titânio e a liga Ti6Al4V. Em seguida é discutida a técnica de solda por atrito linear e os estudos encontrados na literatura referentes a utilização da técnica para os materiais objetos do trabalho.

2.1 LIGAS DE ALUMÍNIO

O alumínio e suas ligas apresentam grande importância na engenharia. Suas principais características são o baixo peso específico de $2,7\text{g/cm}^3$ e sua alta resistência à corrosão. Suas ligas conseguem se igualar ou até superar a resistência mecânica de aços de baixo teor de carbono.

Segundo a Associação Brasileira do Alumínio (ABAL, 2007), o alumínio e suas ligas são muito empregados em todo o campo da engenharia e são principalmente utilizados na indústria brasileira de embalagens e transporte. No mundo, a área de transporte é o local onde mais se utiliza o alumínio. A Figura 7 ilustra a utilização do alumínio pelo mundo.

Figura 7 - Consumo do alumínio em 2011



Fonte: Abal, 2014

O alumínio foi descoberto em 1809 por Humphrey Davy, porém apenas em 1825, H. C. Oersted isolou o componente. O processo industrial para a obtenção do alumínio foi desenvolvido, em 1886, pelos cientistas Charles Martin, nos Estados Unidos, e Paul Louis Heroult, na França, independentemente. Atualmente o processo conhecido como Hall-Heroult é o utilizado pela indústria. Segundo a ABAL (2007), o processo consome 14,8 kWh para a produção de 1 kg de alumínio.

O alumínio é encontrado na natureza na forma de óxido de alumínio (Al_2O_3), conhecida como alumina. A bauxita é o minério que apresenta entre 35% a 45% de alumina. No Brasil sua principal extração se concentra na região amazônica (3ª maior reserva do mundo).

Devido à possibilidade da criação de diversas ligas e diversos tratamentos, foram estabelecidas nomenclaturas internacionais. As nomenclaturas criadas pelas *Aluminium Association* (AA) e a *International Organization for Standardization* (ISO), são as mais utilizadas. No Brasil, a nomenclatura criada pela AA é a mais utilizada, onde a nomenclatura é baseada nos elementos de liga que compõem as ligas.

Os processos pelos quais o material passa para ser processado também são classificados. Neste caso, a classificação é feita por meio de uma letra, que representa o tratamento térmico ou mecânico seguido por um ou dois dígitos que trazem informações a respeito do tratamento. O Quadro 1 demonstra a sigla utilizada para cada tratamento.

Quadro 1 - Nomenclatura dos tratamentos no alumínio

Sigla	Tratamento
F	Deformação à frio, à quente ou fundição, onde nenhum controle especial foi empregado sobre as condições térmicas ou endurecimento por deformação
O	Recozimento
H	Endurecimento por deformação
W	Tratamento térmico de solubilização que não estabilizam. Aplicado a ligas que sofrem envelhecimento natural
T	Tratamento térmico de solubilização. Aplicado a ligas que estabilizam em até algumas semanas por envelhecimento natural ou artificial

O tratamento térmico de têmpera, representado pela sigla T, é seguida por um dígito, que subdivide o tratamento. O Quadro 2 mostra as subdivisões em função do dígito.

Quadro 2 - Subdivisão do tratamento T

Subdivisão Têmpera "T"	Descrição
T1	Resfriado a partir de uma elevada temperatura do processo de conformação e envelhecimento naturalmente para uma condição termodinamicamente estável
T2	Resfriado a partir de uma elevada temperatura do processo de conformação, trabalhado à frio e envelhecido naturalmente para uma condição termodinamicamente estável
T3	Solubilizado, trabalhado à frio e envelhecido naturalmente para uma condição termodinamicamente estável
T4	Solubilizado e envelhecido naturalmente para uma condição termodinamicamente estável
T5	Resfriado após o processo de fabricação a uma temperatura elevada e envelhecido artificialmente
T6	Solubilizado e envelhecido artificialmente
T7	Solubilizado e estabilizado (superenvelhecimento)
T8	Solubilizado, deformado plasticamente a frio e envelhecido artificialmente
T9	Solubilizado, envelhecido artificialmente e em seguida deformado plasticamente à frio
T10	Resfriado após o processo de fabricação a uma temperatura elevada, deformado plasticamente a frio e posteriormente envelhecido artificialmente

2.1.1 Ligas de alumínio séries 2XXX e 7XXX

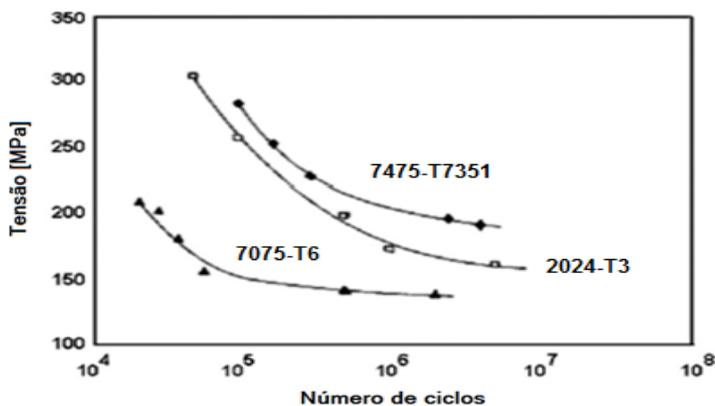
Os alumínio série 2XXX possuem o cobre como elemento de liga e o magnésio pode surgir como segundo elemento de liga. A adição desses elementos eleva a resistência mecânica do alumínio através da precipitação do Al_2Cu e Al_2CuMg , sendo possível a comparação aos aços de baixo carbono. Entretanto, a liga não apresenta resistência à corrosão elevada, se comparada a outras ligas.

Estudo em melhorias das ligas, controlando a microestrutura e impurezas, torna possível o desenvolvimento de ligas com melhores propriedades. Um exemplo é a liga 2524-T3, que apresentou uma melhora de 15 a 20% no limite de resistência e dobrou a resistência a fadiga no crescimento da trinca. Utilizada na fuselagem de aeronaves, o uso desta liga possibilitou em redução de massa e um aumento de 30 a 40% na vida útil da aeronave (DURSUN; SOUTIS, 2014 apud SMITH, 2003 e CHEN et al. 2013).

Na série 7XXX, o zinco é o principal elemento de liga, podendo apresentar magnésio e cobre como elementos secundários, tornando-as mais resistentes dentre as ligas de alumínio. A adição destes elementos eleva a resistência a tração, porém, assim como a série 2, perde propriedades relacionadas a resistência à corrosão.

Para suprir esta desvantagem, novas ligas da série 7XXX, tal como o 7475, foram desenvolvidas trazendo melhor resistência a ambientes corrosivos. A liga 7475 apresenta uma redução de 0,9% para 0,22% de ferro e silício, o que ainda melhora a resistência à tração e a resistência à fadiga, se comparado à liga 7075. A Figura 8 mostra a melhoria da resistência à fadiga da liga 7475-T7351 em comparação com as ligas 7075-T6 e 2024-T3 (DURSUN; SOUTIS 2014 apud VERMA et al., 2001).

Figura 8 - Curva de fadiga das ligas de alumínio série 2

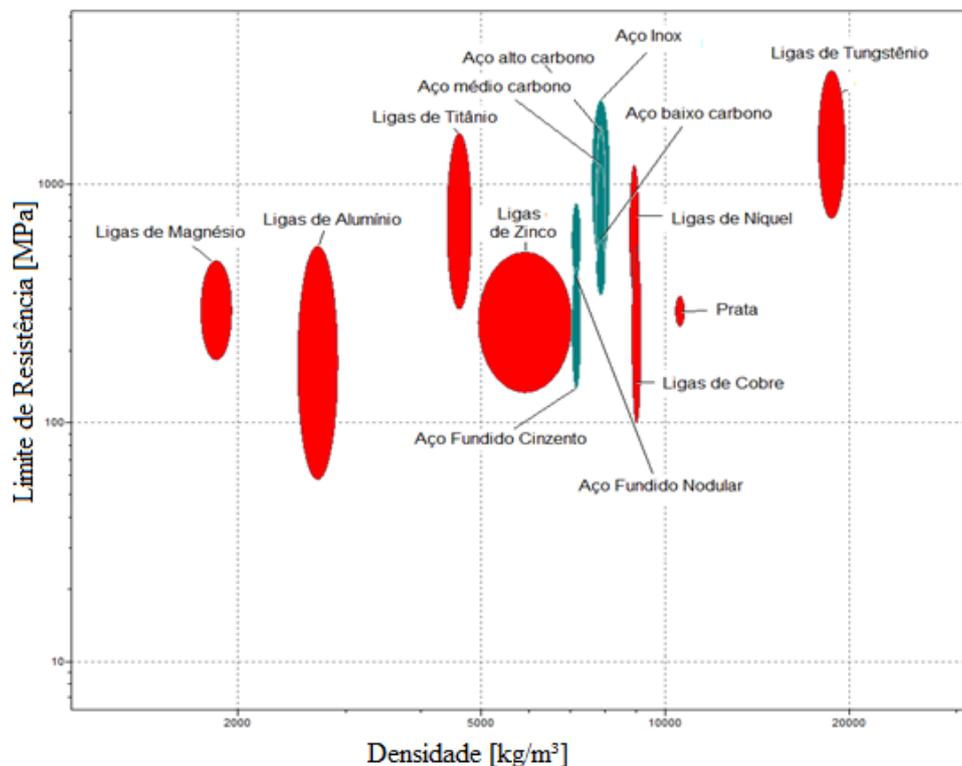


Devido a sua alta resistência, as ligas da série 7XXX são amplamente utilizadas na fabricação de partes estruturais da fuselagem, tais como, cavernas e longarinas, conhecidas como *stringers* e *stabilizers* na literatura estrangeira, e a parte superior da asa. (Genicolo, 2007 e Dursun e Soutis, 2014).

2.2 TITÂNIO

A alta relação entre resistência e peso combinada com a alta resistência à corrosão, principalmente em altas temperaturas, torna a liga de titânio o material ideal para aplicações na indústria aeroespacial. A Figura 9 mostra a relação entre a resistência e densidades dos principais metais e ligas metálicas. A figura foi obtida através do software CES Edupack que utiliza como base de dados os livros do Professor Dr. Michael Ashby. Devido às suas propriedades de biocompatibilidade ao corpo humano, também é muito aplicado na engenharia médica na produção de próteses.

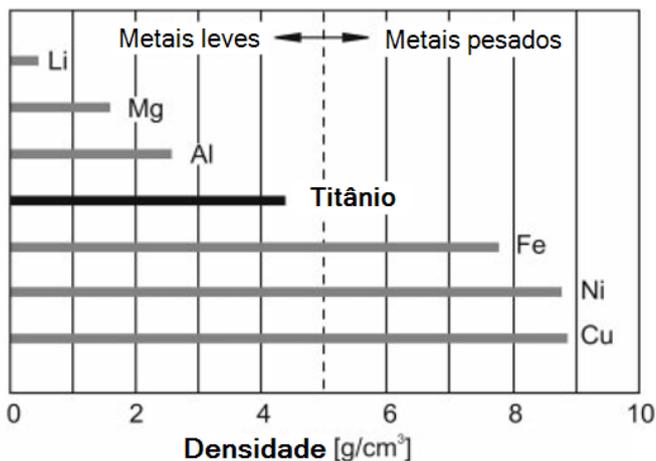
Figura 9 - Relação entre limite de resistência e densidades dos principais metais e ligas metálicas



Fonte: Autor

O titânio é considerado um metal leve, com uma densidade de $4,51 \text{ g/cm}^3$, onde $5,0 \text{ g/cm}^3$ é o limiar entre um metal leve e pesado. A Figura 10 demonstra a densidade de alguns metais e sua classificação.

Figura 10 - Classificação de alguns metais



Fonte: Leyens e Peters, 2003

Na natureza, o titânio é encontrado principalmente nos minerais ilmenita (FeTiO_2) e rutilo (TiO_2). Cerca de 28% da reserva de titânio está localizada na China, seguido de 25,7% na Austrália e 12,9% da Índia.

O titânio foi descoberto em 1791, por William Gregor, que conseguiu obter o óxido de titânio através do minério ilmenita. Em Berlin, quatro anos mais tarde, o químico Martin Heinrich Klaproth isolou o óxido de titânio do minério rutilo.

Matther Albert Hunter conseguiu, em 1910, isolar o metal através do aquecimento do TiCl_4 com sódio, porém Wilhelm Justin Kroll, considerado o pai da indústria do titânio, conseguiu, em 1932, produzir quantidades significativas de titânio através do processo conhecido como processo Kroll. Hoje em dia, este processo é o método mais utilizado para a produção do titânio.

Para melhorar as propriedades mecânicas do titânio, o principal processo utilizado é a formação de ligas. As ligas de titânio são classificadas de acordo com a relação entre suas fases alfa e beta. A fase alfa apresenta a adição dos elementos Al, O e N, o que dá a liga alto limite de resistência mecânica. A fase Beta apresenta alto limite de resistência, porém baixa ductilidade e soldabilidade. Por apresentar uma estrutura cúbica de corpo centrado, sua densidade é menor comparada à fase alfa, que é composta de uma estrutura hexagonal.

As ligas mistas alfa e beta apresentam grande utilização na indústria e, através da presença das duas fases, é possível balancear as propriedades de ambas as fases. O Ti6Al4V é a liga mais utilizada que apresenta este equilíbrio de fases.

O principal motivo da utilização do titânio é a redução de peso. Em alguns casos, é, também, uma alternativa para a substituição do alumínio devido à economia de espaço. Aviões modernos utilizam barras de titânio no trem de pouso devido ao pouco espaço disponível para uma estrutura em alumínio.

2.2.1 Liga de titânio Ti6Al4V

Dentre as ligas de titânio, a liga Ti6Al4V é a mais utilizada na indústria. Segundo Leyens e Peters (2003), corresponde a 50% de todas as ligas de titânio comerciais e, nos Estados Unidos da América (EUA), este valor chega a 56% (VEIGA et al., 2012 apud LUTJERING e WILLIANS, 2007). Desenvolvida, nos anos 50, pelo Instituto Tecnológico de Illinois, nos EUA, sua aplicação ocorre principalmente na indústria aeronáutica. Inúmeros estudos envolvendo a liga tornam suas propriedades e comportamentos amplamente conhecidos.

A liga é classificada como uma liga intermediária alfa e beta. Os principais tratamentos que a liga é submetida são o recozimento e o envelhecimento. Através do envelhecimento, a liga chega a resistência à tração de 1035 MPa, com limite de escoamento de 965 MPa e dureza de 360 HV (VEIGA et al., 2012 apud DONACHIE, 1988).

Sua principal aplicação encontra-se em componentes de turbinas a gás e em regiões estruturais da aeronave, como fuselagem, asa, trem de pouso, etc. Outra aplicação da liga está na área biomédica, na utilização em próteses. A biocompatibilidade é o principal fator desta escolha. Atualmente melhorias na eliminação do alumínio e vanádio estão em estudos, uma vez que estes elementos são tóxicos aos seres humanos (Veiga, 2012).

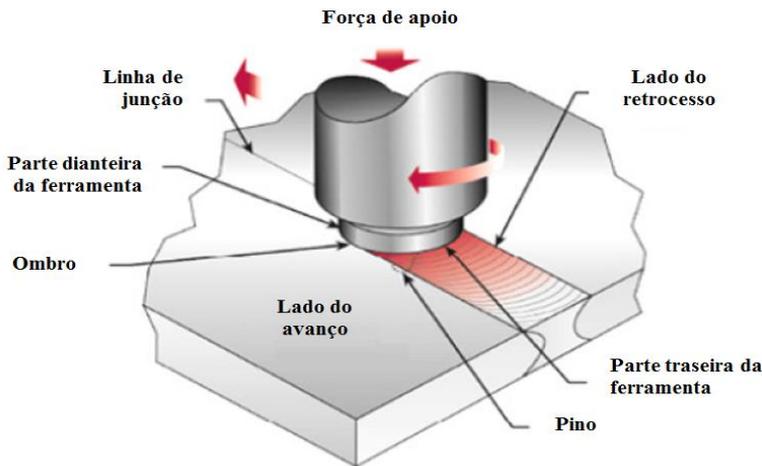
2.3 SOLDAGEM POR ATRITO LINEAR (FSW)

A solda por atrito linear (FSW), inicialmente aplicada em chapas de liga de alumínio, foi criada e patenteada, em 1991, no instituto de solda do Reino Unido, conhecido como *The Welding Institute* (TWI) por Wayne Thomas (1991).

A técnica consiste do contato de uma ferramenta rotativa, projetada para este propósito, na linha de solda dos materiais. Devido à rotação da ferramenta e à força axial, a ferramenta

cria uma zona de região aquecida capaz de transformar o material da região em metal plastificado, tornando possível a mistura entre as chapas. A temperatura que o material atinge não chega a temperatura de fusão, e por isso é considerado uma solda em estado sólido. O processo é ilustrado na Figura 11 (SHAH e TOSUNOGLU, 2012).

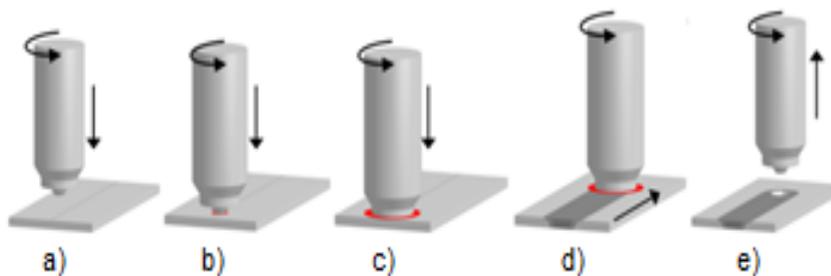
Figura 11 - Esquema ilustrativo do FSW



Fonte: Shah e Tosunoglu, 2012

Mashinini (2010) descreve o processo da solda em cinco etapas ilustradas na Figura 12. No item a, ocorre a aproximação da ferramenta na chapa a ser soldada através da movimentação vertical. No item b, ocorre a penetração da ferramenta na chapa até o contato do ombro na superfície da chapa, ilustrado no item c. Neste momento, devido ao atrito da ferramenta com a chapa, ocorre o aumento da temperatura na região ao redor da ferramenta, tornando o metal plastificado. No item d, ocorre o início da movimentação horizontal na direção da linha da solda que é encerrado no item e, quando ocorre a retração da ferramenta.

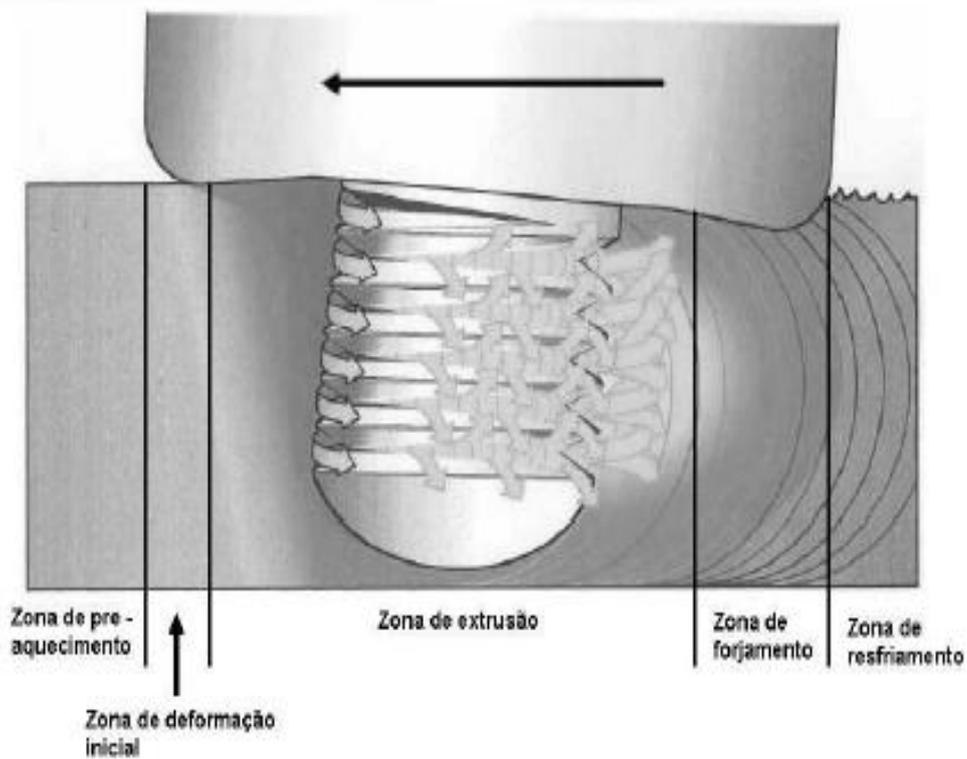
Figura 12- Etapas da solda por atrito linear



Fonte: Mishinini, 2010

Através do avanço da ferramenta, pelo movimento horizontal ao longo da linha de soldagem, o material frontal é inicialmente aquecido e deformado na zona de pré-aquecimento e deformação inicial. Em seguida, este material é transferido para a parte posterior, promovendo a mistura dos mesmos. O forjamento da mistura ocorre na região posterior e são conhecidas como zonas de forjamento e resfriamento. A zona intermediária onde a ferramenta atua é conhecida como zona de extrusão. A Figura 13 ilustra as zonas identificadas neste processo.

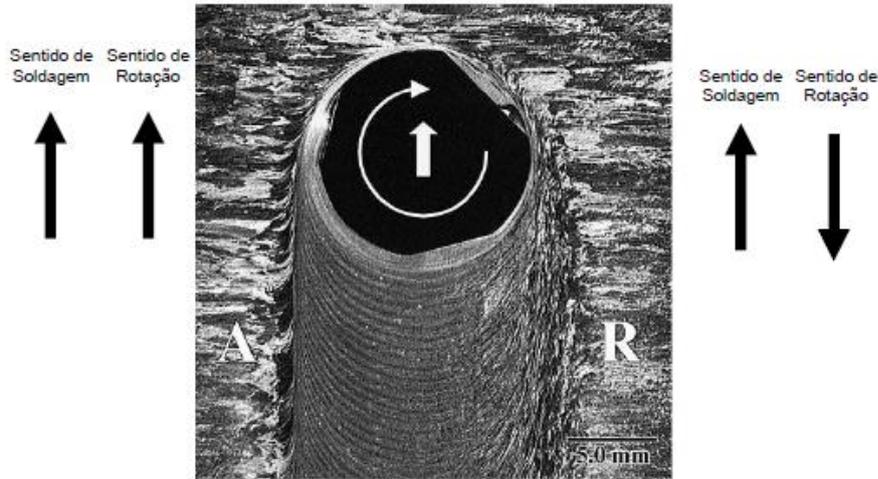
Figura 13 - Fluxo do material no movimento de avanço da ferramenta



Fonte: Paiva, 2009

A orientação das placas é definida como lado do avanço e lado do retrocesso e são dependentes da direção do avanço e do sentido de rotação da ferramenta. O lado do avanço corresponde ao lado onde o sentido de avanço e os sentidos de rotação da ferramenta são os mesmos. O lado do retrocesso do processo corresponde ao lado onde o sentido de rotação é oposto ao sentido de avanço da ferramenta. Ambas as orientações estão ilustradas na Figura 14.

Figura 14 - Lado do avanço e retrocesso do processo de FSW



Legenda:

A- Lado de avanço da ferramenta.

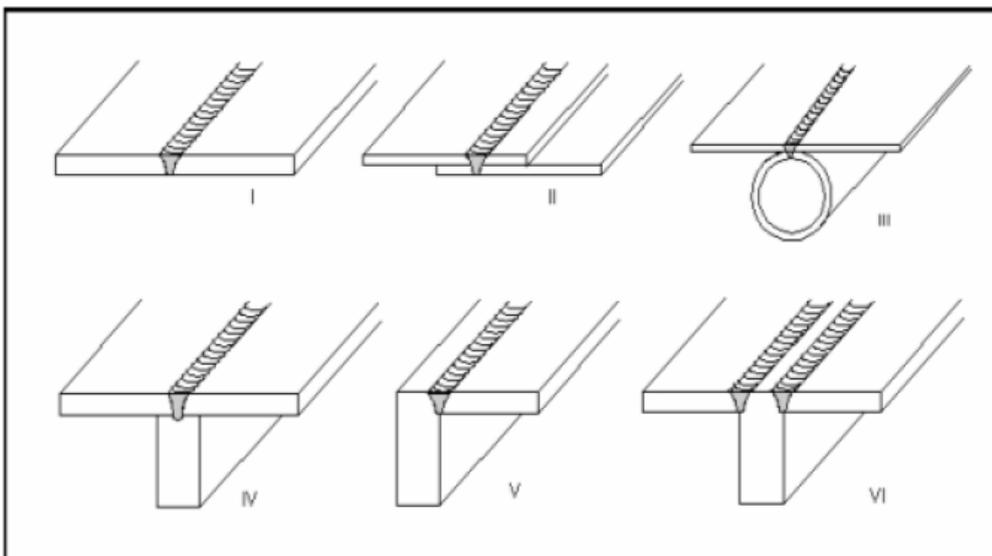
R- Lado de retrocesso da ferramenta.

Fonte: Paiva, 2009

As chapas a serem soldadas devem ser posicionadas de forma a não permitir espaçamento entre elas, pois isso pode afetar e prejudicar a solda nesta região.

Esta técnica permite a junção em diversas posições presentes nas técnicas atuais de soldagem. Cerveira (2008 apud HILLER, 2005) exemplificou alguns dos tipos de soldas possíveis através do FSW, conforme a Figura 15.

Figura 15 - Tipos de junção para FSW

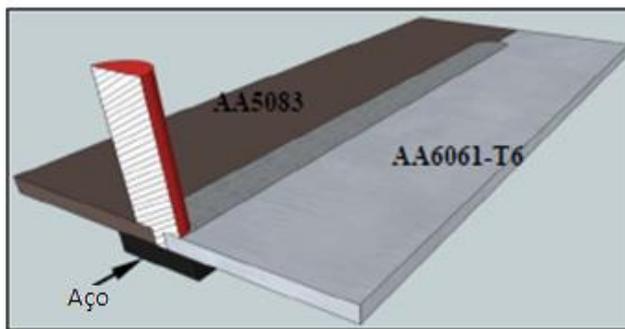


Fonte: Cerveira, 2008 apud Hiller, 2005

As junções podem ocorrer entre materiais similares, onde os materiais a serem soldados são os mesmos, ou dissimilares, onde os materiais apresentam características e propriedades mecânicas distintas. Enquanto os materiais similares apresentam bons resultados, a solda em materiais dissimilares representa um desafio à técnica.

Estudos de solda em materiais dissimilares são realizados devido à importância em reduzir a massa das estruturas. A união de três metais dissimilares foi estudada por Hussein et al. (2014). Em seu estudo foram soldadas duas ligas de alumínio (AA5083 e AA6061-T6) com aço com um passe simples de solda FSW, onde foi possível obter uma solda com 73% de eficiência de união (razão entre a resistência obtida pela solda e a resistência do elemento base). A Figura 16 ilustra o esquema de solda estudado por Hussein et al..

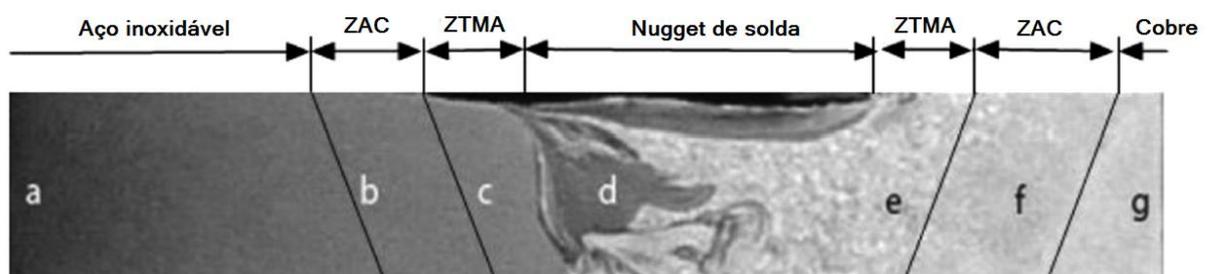
Figura 16 - Esquema de soldagem FSW com AA5083, AA6061-T6 e aço



Fonte: Hussein et al., 2014

Najafkhani (2010) estudou a soldagem de cobre com aço inoxidável, sendo possível identificar as fases macroscópicas da solda, e detalhes das regiões microscópicas através da análise de microscopia ilustrado na Figura 17. As regiões formadas na solda serão detalhas nos próximos capítulos.

Figura 17 - Visão macroscópica da seção transversal da solda por FSW de cobre com aço inoxidável

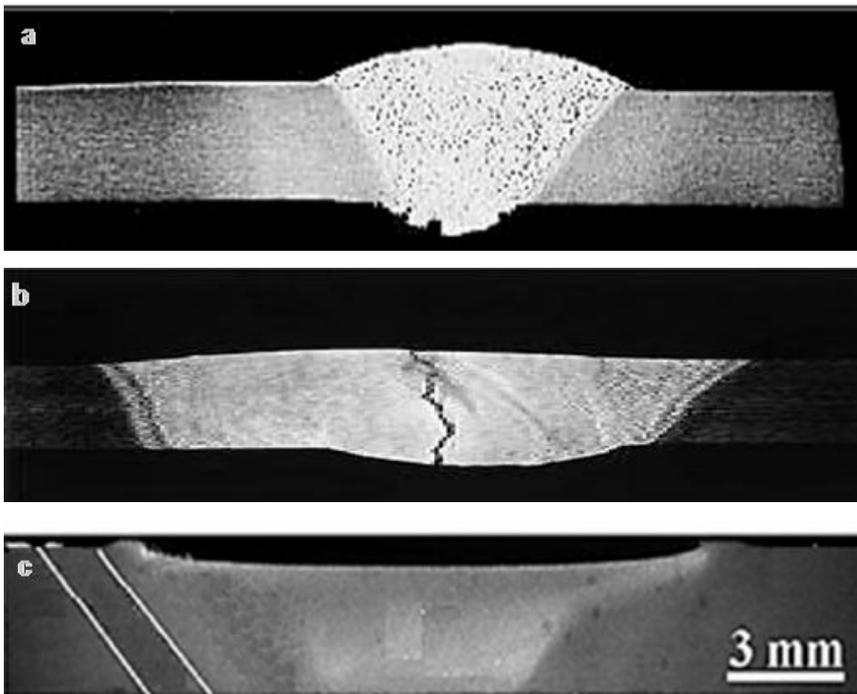


Fonte: Najafkhani, 2010

No ensaio de tração, Najafkhani (2010) observou a dominância de fratura dúctil, e constatou uma tensão de escoamento de 85% do material base de menor tensão de escoamento.

Salih et al. (2015) demonstrou a aplicação do FSW em matrizes compósitas de alumínio, denominadas na literatura estrangeira como *Aluminium Matrix Composite* (AMC). Além disso, mostrou o promissor campo de utilização da técnica de solda para estes materiais, apresentando melhores resultados comparados aos processos de solda convencionais, como a soldagem a laser e a solda por gás inerte de tungstênio, *Tungsten Inert Gas* (TIG). Apesar do melhor resultado perante as técnicas convencionais, os parâmetros de melhor eficiência ainda estão sendo estudados. A Figura 18 ilustra imagens da qualidade da solda para as técnicas utilizadas.

Figura 18 - Soldas do AMC: a) Solda por fusão a laser; b) Solda TIG; c) Solda FSW



Fonte: Salih et al, 2015

2.3.1 Ferramenta

A ferramenta rotativa apresenta diversas geometrias e pode ser fabricada a partir de diversos materiais indicados para determinado tipo de material a ser soldado. Mishra e Ma (2005) descrevem três funções básicas da ferramenta:

- a) Transferência de calor para o material a ser soldado;

- b) Movimentação do material para promoção da mistura;
- c) Contenção do fluxo do material na parte superior da região a ser soldada.

A transferência de calor e a movimentação do material decorrem do contato da ferramenta com o material a ser soldado. A geometria e material da ferramenta, assim como os parâmetros de configuração do processo, são fatores de grande influência nesta operação.

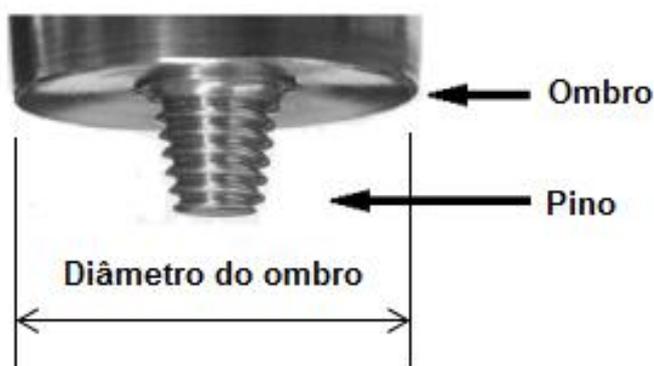
A contenção do fluxo do material é feita através do ombro que restringe o material na superfície da peça a ser soldada.

2.3.1.1 Geometria da ferramenta

Segundo Rai et al. (2011), a geometria da ferramenta influencia diretamente na geração de calor, na força transversal, no torque e na mistura termomecânica do processo de FSW. Esses fatores são responsáveis pela qualidade da solda, assim como pelo desgaste da ferramenta. Desta forma, Rai destaca os seguintes parâmetros como sendo essenciais no controle da geometria da ferramenta conforme demonstrada na Figura 19:

- a) Diâmetro do ombro
- b) Superfície do ombro
- c) Formato do pino

Figura 19 - Componentes de uma ferramenta de FSW



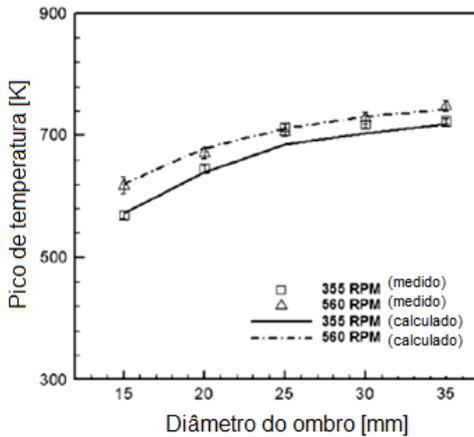
Fonte: Autor “adaptado de Meilinger”, 2013

O ombro, localizado na região acima do pino, tem a função de aquecimento da superfície, retenção e direcionamento do material misturado. Trabalha no mesmo plano dos materiais a serem soldados. O diâmetro do ombro influencia diretamente na temperatura de

trabalho da solda. Mehta et al. (2011) demonstraram em seu estudo a influência do diâmetro do ombro e do pico da temperatura na solda da liga AA7075-T6, conforme mostrado na

Figura 20, onde um maior diâmetro da ferramenta resultou numa maior temperatura de solda.

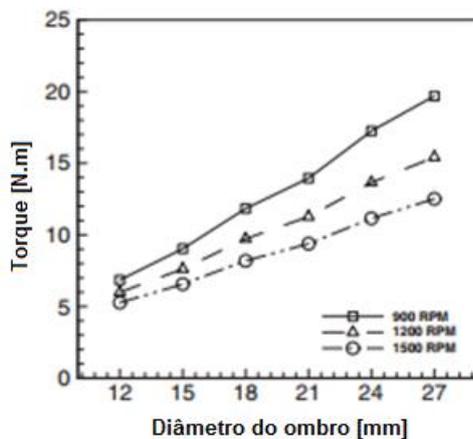
Figura 20 - Pico da temperatura para diferentes diâmetros de ombro na soldagem de AA7075



Fonte: Mehta et al., 2011

Mehta et al. (2011) também obtiveram resultados relacionando o diâmetro do ombro com o torque requerido para a solda do AA6061 para diferentes rotações, conforme ilustrado na Figura 21, onde diâmetros de ombro maiores exigem um torque maior. Estes resultados demonstraram a importância desse parâmetro para a adequação da máquina que realizará a solda.

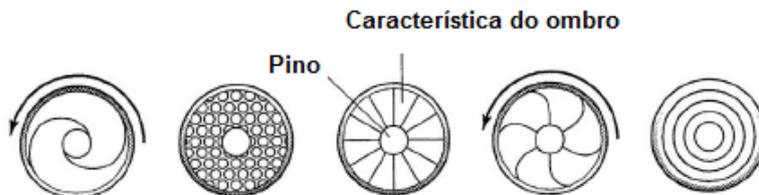
Figura 21 - Relação entre o torque e diferentes diâmetros de ombro na soldagem de AA6061.



Fonte: Mehta et al., 2011

Outra característica relevante é o formato da superfície do ombro. Mishra e Mahoney (2007) mostra na Figura 22 diversos tipos de superfície de ombros utilizados para a otimização da mistura e o controle da temperatura do FSW.

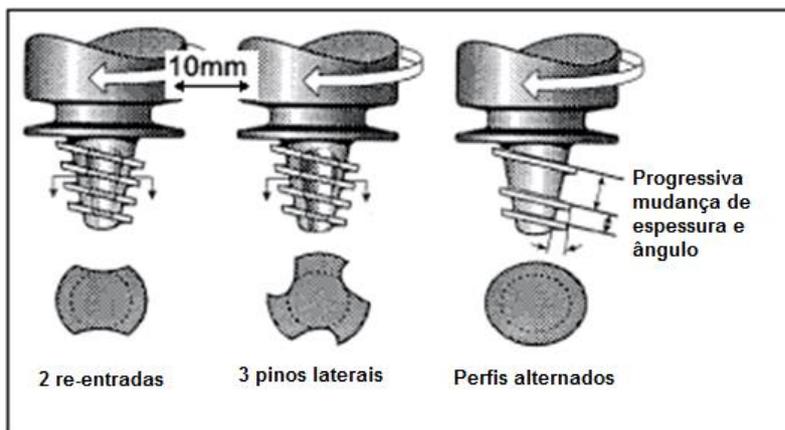
Figura 22 - Exemplos de tipos de ombro



Fonte: Mishra e Mahoney, 2007

O pino é outro parâmetro de extrema importância na ferramenta para a solda FSW. Pode apresentar diversos formatos, cada qual utilizado para a junção de determinados materiais e em determinados parâmetros de soldagem. Sua função é garantir a penetração no material e promover o aquecimento do material e a mistura entre eles. O pino apresenta um comprimento ligeiramente menor que a espessura do material a ser soldado, de tal forma a possibilitar a soldagem por completo do material. A Figura 23 ilustra os diversos tipos de pinos apresentados pela TWI para o FSW.

Figura 23 - Nova geração de pinos da TWI para solda espessa



Fonte: Autor "adaptado de TWI Global", 2016

Devido à influência da geometria da ferramenta na qualidade e eficiência da solda, diversos estudos relacionados à ferramenta são conduzidos à procura da geometria mais adequada para determinado tipo de material.

Suri (2014) propôs o uso de um pino plano para a soldagem por FSW em alumínio comercial, obtendo uma dureza até 50% mais elevada em comparação à solda realizada com um pino convencional, e um tamanho de grão em até 400% menor em comparação ao do material base. A Figura 24 mostra a ferramenta utilizada por Suri.

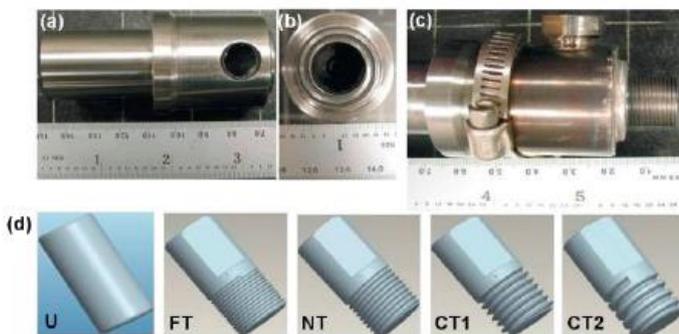
Figura 24 - Pino plano



Fonte: Suri, 2014

Reza-E-Rabby e Reynolds (2014) estudaram diversos formatos de pinos por meio de uma ferramenta que possibilitava o intercâmbio dos diferentes pinos testados para a soldagem de diferentes ligas de alumínio. Os itens (a), (b) e (c) da Figura 25 apresentam uma visão da ferramenta criada para o teste e o item (d) ilustra os tipos de pinos testados. No experimento, concluiu-se que a utilização de pino com hélice intermediária (CT1) possibilitou uma eficiente mistura e, conseqüentemente, uma redução de defeitos.

Figura 25 - a, b e c) Ferramenta com pino intercambiável e d) Pinos testados

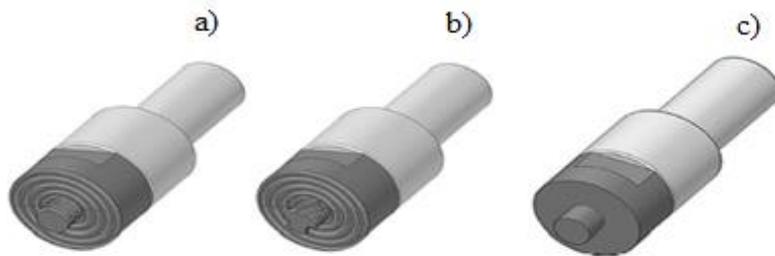


Fonte: Reza-E-Rabby e Reinold, 2014

Krasnowski et al. (2015) estudaram a influência da variação da ferramenta nas propriedades mecânicas do alumínio AA6082. Em seu estudo foram utilizadas três

ferramentas com variação no formato do ombro e do pino, os quais são apresentadas na Figura 26. A ferramenta (a) apresenta um formato de pino com rosca e ombro em espirais. Em (b), o pino apresenta ranhuras e em (c) apresenta uma ferramenta simples, sem detalhes no ombro e pino.

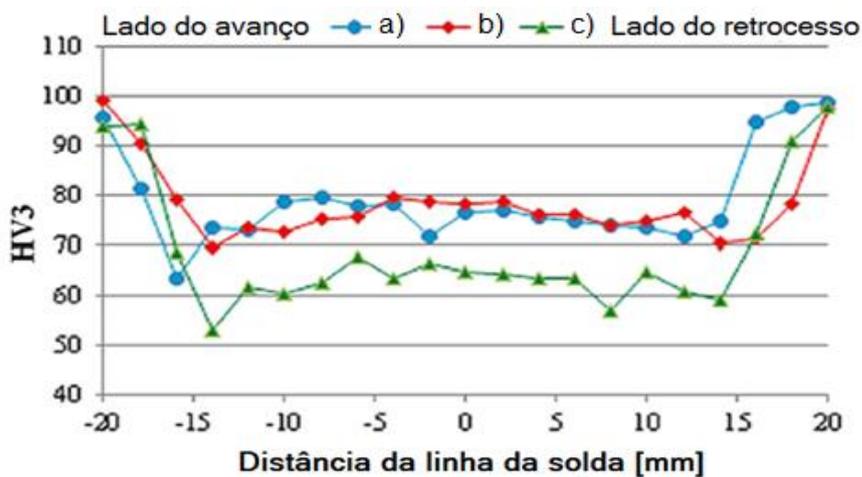
Figura 26 - Imagens das ferramentas utilizadas por Krasnowski



Fonte: Krasnowski et al., 2015

Krasnowski concluiu que, a ferramenta influencia na dureza da solda, o qual foi constatado pelo ensaio de dureza Vickers. A Figura 27 apresenta a dureza Vickers obtida ao longo da solda numa distância de 1 mm da superfície, onde se constatou que as ferramentas (a) e (b) apresentaram um melhor resultado comparado ao resultado obtido pela ferramenta (c).

Figura 27 - Dureza obtida a 1 mm da superfície soldada



Fonte: Krasnowski et al., 2015

2.3.1.2 Material da Ferramenta

A seleção do material corresponde a outro importante parâmetro na confecção da ferramenta. Rai (2011) destaca que a qualidade da solda e o desgaste são aspectos relevantes

ao escolher o material da ferramenta. Dependendo do tipo de material a ser soldado é aconselhado utilizar um tipo específico de material ou revestimento da ferramenta. Isso decorre da condutividade térmica do material e conseqüentemente da temperatura que o processo atingirá. Cerveira (2008) destaca que a condutividade térmica da ferramenta deve ser menor que a do material a ser soldado.

Meilinger e Torok (2013), e Zhang (2012) destacam características como resistência ao desgaste, boa estabilidade dimensional e resistência à fluência, tanto na temperatura ambiente como em altas temperaturas, alta resistência à fadiga térmica, baixo coeficiente de expansão térmico e alto grau de usinabilidade para a manufatura de características complexas de ombro e pino.

2.3.1.2.1 Aço Ferramenta

O aço ferramenta é um material usualmente utilizado para a solda entre ligas de alumínio, ligas de cobre e magnésio. É um material de fácil usinabilidade e apresenta alta resistência a fadiga térmica. Para evitar alto grau de desgaste das ferramentas, tratamentos superficiais são aplicados para prolongar a vida útil.

Esta ferramenta também pode ser utilizada para a solda em materiais dissimilares. Aonuma e Nakata (2011) utilizaram o aço SKD61 (correspondente ao aço H13) para a solda entre o titânio e o alumínio, obtendo bons resultados.

2.3.1.2.2 PCBN – Nitreto de Boro cúbico policristalino

O PCBN apresenta alto grau de dureza e resistência, especialmente em altas temperaturas. Este material também apresenta alto grau de condutividade térmica, tornando as ferramentas produzidas com este material indicadas para a solda de materiais com alto grau de dureza, tais como o Titânio e o aço. Devido ao seu alto custo de manufatura, seu uso torna-se muitas vezes inviável.

Mazzaferro et al. (2009) utilizaram uma ferramenta de PCBN para o estudo da influência da velocidade de rotação da solda do FSW em aços TRIP 800, identificando a microscopia resultante.

Santella et al. (2010) realizaram um estudo de custo benefício para as ferramentas feitas com PCBN para a solda FSW. Neste estudo, o autor comparou com o processo de solda

por resistência e concluiu que a ferramenta produzida em PCBN não é viável devido ao alto custo.

2.3.1.2.3 *Carbeto de Tungstênio (WC) e Carbeto de Tungstênio com Cobalto (WC-Co)*

Os carbetos são ligas formadas através da ligação de carbono a outro elemento químico. Quando associado ao tungstênio é formado o carbeto de tungstênio. Este composto forma um material extremamente duro e resistente em altas temperaturas, o qual é indicado para a solda de materiais com maior dureza como o Titânio e o Aço.

Para a solda tri-dissimilar entre ligas de alumínio com aço, Hussein et al. (2014) utilizaram um pino de WC com um suporte de aço ferramenta H13.

Chen e Nakata (2009) utilizaram uma ferramenta de WC-Co para a solda do Titânio puro com a liga de alumínio ADC12 e obtiveram bons resultados na solda. Wei et al. (2012) utilizaram o mesmo material na ferramenta para a solda do alumínio AA1060 com o Ti6Al4V.

2.3.1.2.4 *Outros materiais*

Rai et al. (2011) fazem referência a outros materiais tais como Si_3N_4 , TiC, ligas de molibdênio, dentre outros, como possíveis alternativas para a confecção de ferramentas, porém, poucos estudos são encontrados na literatura.

Ohashi et al. (2009) utilizaram uma ferramenta de Si_3N_4 para a solda de DP590 e identificou a contaminação da solda com O e N.

Na solda entre chapas de AA2198, Bitondo et al. (2010) utilizou uma ferramenta de Cr-Mo de 12 mm de diâmetro de ombro, com 4 mm de diâmetro e 3 mm de profundidade do pino.

2.3.2 **Parâmetros de teste**

Assim como as propriedades das ferramentas utilizadas para o FSW, os parâmetros do teste apresentam grande importância na qualidade da solda. Suas influências são diretamente ligadas ao calor gerado entre a ferramenta e as peças, e são adequadas de acordo com a ferramenta utilizada e as propriedades do material a ser soldado.

Existem cinco parâmetros básicos que são controlados:

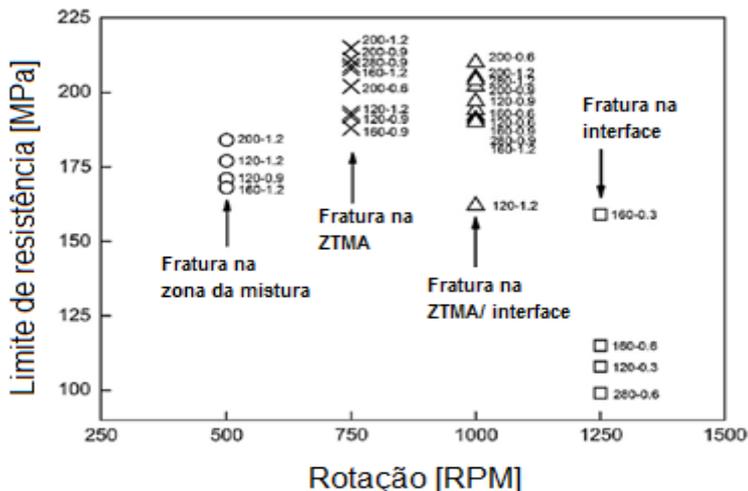
- a) Rotação da ferramenta;

- b) Avanço da ferramenta (movimento de translação);
- c) Força axial;
- d) Ângulo da ferramenta ou *tilt*;
- e) Penetração da solda.

2.3.2.1 Rotação da ferramenta

A rotação é um parâmetro que está diretamente relacionado com a temperatura de trabalho da interface ferramenta e material soldado e, conseqüentemente, com a qualidade da solda. Wu et al. (2015), em sua pesquisa na solda do Ti6Al4V com Al6061, demonstraram a forte relação da rotação da ferramenta com o limite de resistência. Através do ensaio de tração, Wu mostrou que rotações muito baixas apresentaram fratura na zona da mistura, enquanto que em rotações elevadas apresentaram fratura na interface. Apenas na rotação de 750 RPM foi possível uma solda com fratura na zona termomecanicamente afetada, obtendo um limite de resistência mais elevado. A Figura 28 mostra a influência da rotação no limite de resistência das soldas.

Figura 28 - Influência da rotação no limite de resistência e localização da fratura



Fonte: Wu et Al., 2015

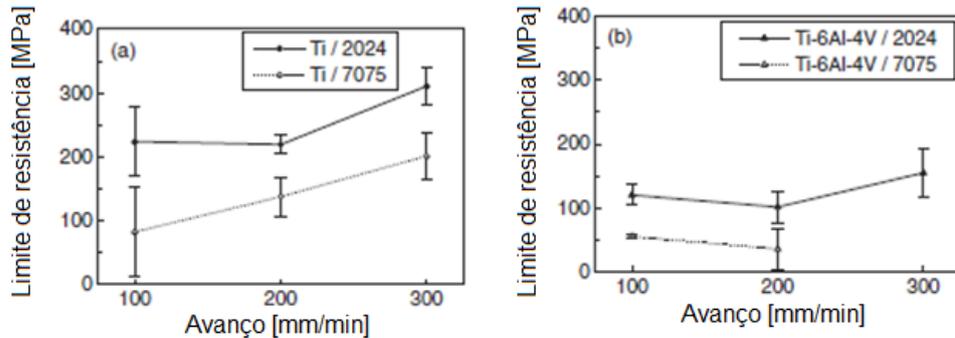
2.3.2.2 Avanço da ferramenta

O avanço da ferramenta corresponde à velocidade transversal que a ferramenta percorre na linha de solda. Assim como a rotação da ferramenta, o avanço está diretamente

ligado à temperatura de trabalho da solda e, conseqüentemente, a qualidade da solda. O avanço da ferramenta também está ligado à transferência de material da zona frontal para a zona traseira do pino, consolidando a solda.

Em seu estudo com a solda de Titânio e Alumínio, Aonuma e Nakata (2011) observaram a influência da velocidade de avanço no limite de resistência da junção. Em seu experimento, Aonuma utilizou a rotação de 850 RPM e variou a velocidade transversal em 100, 200 e 300 mm/min. Para a velocidade de 300 mm/min foram obtidos limites de resistência mais elevados no ensaio de tração, onde foi possível observar um aumento do limite de resistência decorrente do aumento da velocidade de avanço, conforme demonstrado na Figura 29.

Figura 29 - Limite de resistência em função da velocidade



Fonte: Aonuma, 2011

2.3.2.3 Força axial

A força axial mantém a pressão da ferramenta sobre o material a ser soldado e auxilia na criação do calor por atrito. O controle ativo desta força evita defeitos que podem ser causados pelo excesso de força aplicada ao processo. Cruz (2009) demonstrou que a formação de rebarbas na parte superior da solda, chamadas *flash*, são causadas pela força excessiva aplicada ao processo. Este defeito, de fácil identificação visual, está diretamente relacionado à redução da área transversal da junção.

2.3.2.4 Ângulo da ferramenta ou *tilt*

Para algumas situações, a ferramenta é ligeiramente inclinada em relação às chapas a serem soldadas. Esta inclinação, conhecida como *tilt* na literatura estrangeira, auxilia na

mistura do material e no direcionamento de seu fluxo. Oliviecki e Beskow (2013, apud Segatti, 2011) cita que o *tilt* também auxilia na consolidação plástica devido à alta pressão gerada na região posterior a solda.

2.3.2.5 Penetração da solda

A penetração na solda ocorre quando a ferramenta mergulha no corpo do material a ser soldado. Assim como a força axial, este parâmetro pode ser fixado através do controle ativo da máquina de solda. É indicado para manter a penetração estável, permitindo um melhor acabamento superficial da solda.

2.3.3 Microestrutura

No FSW, o processo promove a mistura dos materiais das partes a serem soldadas. Nesta mistura, as propriedades de ambas as partes sofrem alterações devido a fatores térmicos e mecânicos. Os fatores térmicos envolvem as altas temperaturas atingidas devido ao aquecimento que a ferramenta proporciona no atrito com o material a ser soldado. Os fatores mecânicos são decorrentes da deformação plástica e mistura dos materiais ocasionados pela movimentação do pino.

Analisando as áreas afetadas por esses fenômenos, quatro zonas com microestruturas de características distintas são formadas, ilustrada na Figura 30.

Figura 30 - Regiões micro estruturais do FSW



A zona A corresponde à zona não afetada pelo processo. Nesta região, a microestrutura permanece igual ao material base devido a sua distância do local da solda.

Na chamada zona afetada pelo calor (ZAC), a região sofre a influência do calor transmitido para a região devido ao movimento da ferramenta no material e pode apresentar relativa perda de propriedades caso o material apresente sensibilidade ao calor.

Próxima à região de ação da ferramenta, encontra-se a chamada zona termo mecanicamente afetada (ZTMA). Esta região é afetada pelo movimento do material escoado da região de contato com a ferramenta e pelo calor gerado pelo atrito da ferramenta com o material.

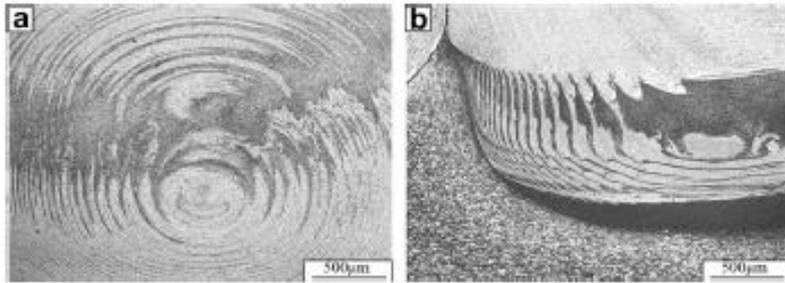
A região de contato da ferramenta com o material é chamada de zona de mistura (ZM) ou *nugget*. Devido à ação da ferramenta e da temperatura, nesta região ocorre o refinamento e recristalização dos grãos. Cerveira (2008) cita um tamanho médio do grão de 2,5 μm . Isso ocorre devido à deformação plástica e as altas temperaturas atingidas. Tal característica, de grãos finos, favorece a resistência à fadiga e tenacidade à fratura. Alguns estudos verificam a super-elasticidade que pode ser aplicada na região devido ao refinamento dos grãos.

Um fenômeno conhecido como anéis circulares ou *onion rings* é frequentemente visto na ZM. Esta formação é caracterizada por anéis concêntricos. Segundo Krishnan (2002), o calor gerado pela rotação e translação da ferramenta é o fator de formação do *onion rings*. Kumar e Kailas (2008) atribuem a formação dos *onion rings* ao fluxo do material e a movimentação vertical do material devido ao pino e o ombro.

Em seu estudo, Song et al. (2014) identificaram *onion rings* na solda do AA7075 sobreposto ao AA2024. Song cita que em baixas velocidades de translação, o calor gerado é maior e por isso os *onion rings* ocorrem mais facilmente.

O chamado fluxo laminar também foi observado com o AA7075 sobreposto ao AA2024. Assim como o *onion rings*, este fenômeno também decorre da interação da ferramenta e o avanço com o fluxo do material, a diferença é que o fluxo laminar ocorreu com um avanço mais elevado. A Figura 31 demonstra a microscopia ótica destes dois fenômenos.

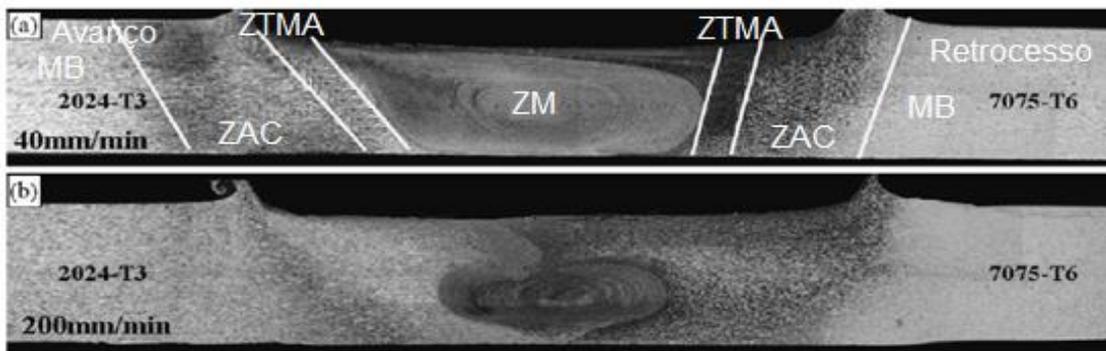
Figura 31 - Microscopia ótica: a) *Onion rings* com avanço 50 mm/min e b) fluxo laminar com avanço de 225 mm/min



Fonte: Song, 2014

Khodir e Shibayanagi (2007) observaram a formação de *onion rings* em seu estudo com as ligas de alumínio 2024-T3 e 7075-T6 numa junção de topo numa placa de 3 mm de espessura. A Figura 32 apresenta a imagem macroscópica da junção onde é possível observar a formação de *onion rings* na ZM.

Figura 32 - Macroscopia da junção 2024 e 7075 em diferentes velocidades de avanço: a) 0,7 mm/s e b) 3,3 mm/s



Fonte: Khodir e Shibayanagi, 2007

2.3.4 Métodos de análise da microestrutura

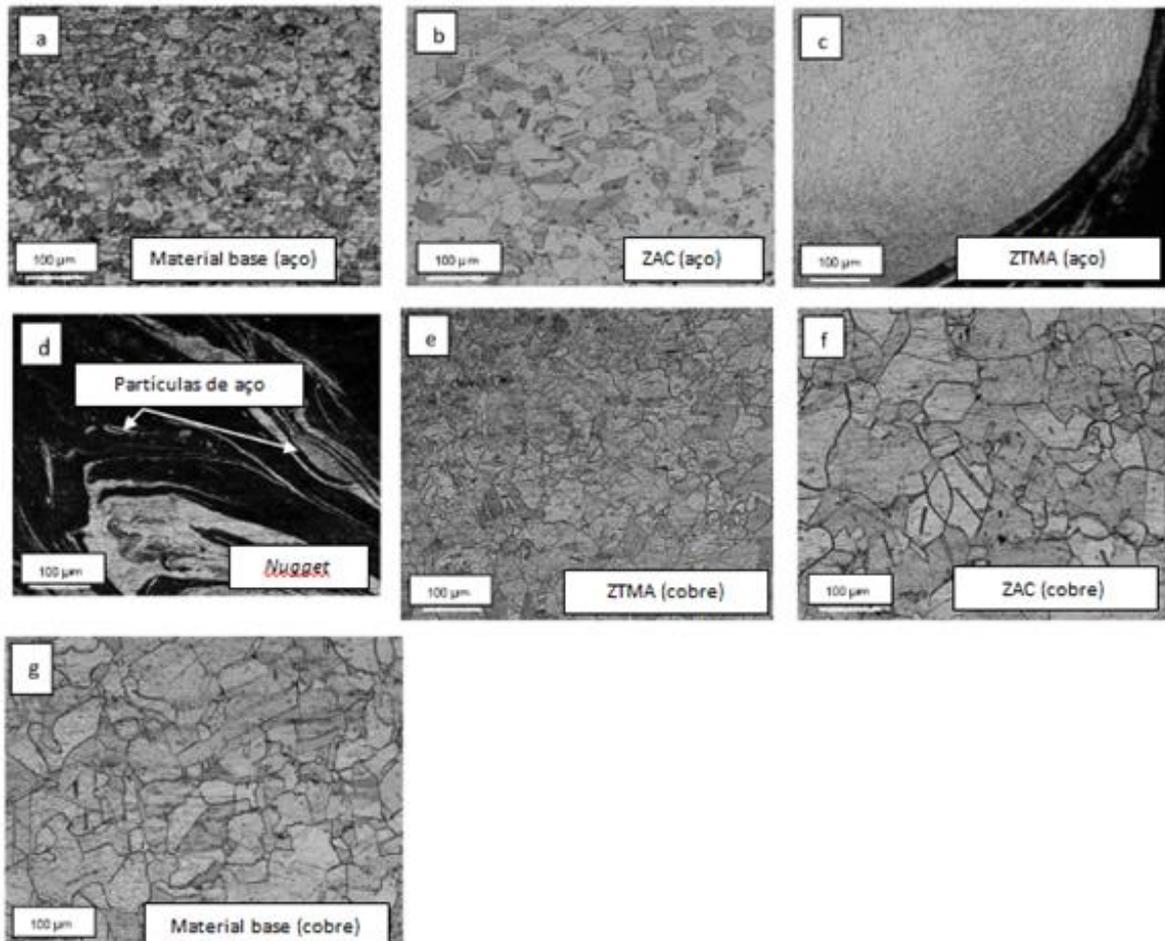
A análise microestrutural é de extrema importância nas pesquisas referentes à FSW. Sua importância está relacionada à análise da qualidade da junção, identificação de defeitos e de parâmetros mais eficientes e viabilização de sua aplicação na indústria.

As microestruturas são comumente avaliadas por meio de um microscópio óptico ou um microscópio eletrônico de varredura (MEV). Através destas técnicas é possível identificar defeitos e formação estruturais das junções. Também são utilizadas para a caracterização do

tipo de fratura ao analisar corpos de provas submetidos a ensaios mecânicos. Atuando juntamente com uma análise de raios X, conhecido como *Energy Dispersive X-ray Spectroscopy* (EDS), no MEV é possível, também, identificar os elementos que compõem determinadas zonas nas junções.

Najafkhani et al. (2010) utilizaram o microscópio óptico para identificação das zonas microestruturais da solda entre cobre e aço. Na Figura 33, nos itens a) e g), são mostradas a configuração dos grãos dos metais base. As figuras dos itens b) e f) mostram a ZAC, onde é possível observar pequenas alterações nos grãos devido à influência do calor. As figuras dos itens c) e e) mostram a ZTMA com grãos recristalizados de menor tamanho e em d) a ZM, onde é evidenciado a mistura dos elementos e o refinamento dos grãos.

Figura 33 - Microscopia óptica das zonas microestruturais da solda entre aço e cobre

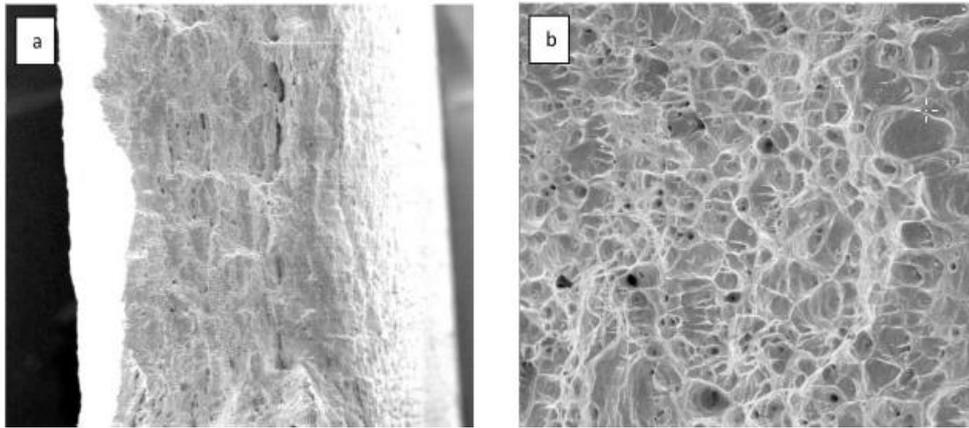


Fonte: Autor “adaptado de Najafkhaniet al.”, 2010

No mesmo estudo, Najfhhani et al. (2010) avaliaram a solda entre cobre e aço através do ensaio de tração, onde a fratura ocorreu na ZAC do cobre. Através da análise por MEV, foi

verificada a formação alveolar, também conhecida como *dimples*, na região da fratura. Esta formação caracteriza uma fratura dúctil. A Figura 34 ilustra em (a) uma visão com menor aumento e em (b) uma visão com maior aumento.

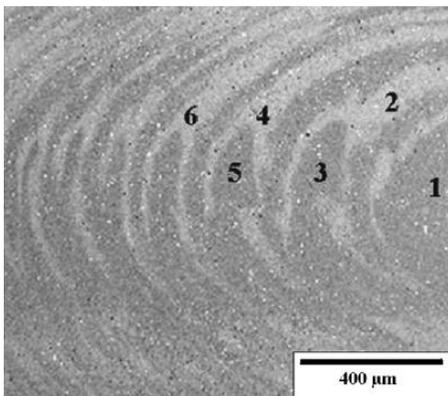
Figura 34 - Região da fratura do corpo de prova de tração por meio do MEV



Fonte: Autor “adaptado de Najafkhani”, 2010

Khodir e Shibayanagi (2007) utilizaram o MEV juntamente com o EDS para o estudo da composição química na ZM, onde foi identificado o *onion rings*. A Figura 35 ilustra a imagem da zona da mistura com a formação do *onion rings*. Em destaque estão os pontos onde foram realizadas as análises de EDS.

Figura 35 - MEV da ZM com formação de *onion rings*



Fonte: Khodir e Shibayanagi, 2007

A análise dos pontos, apresentada pela Tabela 1, indica que as regiões claras nos pontos 2, 4 e 6 contém, em sua maior parte, a liga AA7075 enquanto que as regiões 1, 3 e 5 contém, em sua maior parte, a liga AA2024. Tal resultado ilustra que o *onion rings*

corresponde à mistura heterogênea das ligas envolvidas na solda. Esta heterogeneidade está diretamente relacionada ao tempo insuficiente para que ocorra a difusão completa dos elementos das ligas (KHODIR e SHIBAYANAGI, 2007).

Tabela 1 - EDS das regiões de *onion rings*.

Elemento de liga	Conteúdo / Massa [%]							
	AA 2024	AA7075	1	2	3	4	5	6
Cu	5,95	2,53	5,86	2,6	5,8	2,72	5,68	2,42
Zn	0,12	8,6	0,24	7,72	1,06	7,39	0,36	6,83
Mg	2,45	1,2	2,68	1,3	2,82	1,36	2,32	1,28
Mn	0,65	0,2	0,79	0,17	0,47	0,21	0,63	0,09

AA2024 localizado no lado do avanço

Fonte: Adaptado de Khodir e Shibayanagi, 2007

2.3.5 Principais defeitos na solda FSW

A técnica de FSW apresenta algumas vantagens em relação às técnicas convencionais de solda, em se tratando de defeitos. Um exemplo é a solda por fusão, que apresenta o problema da porosidade e da formação de trincas a quente (LEONARD e LOCKYER, 2003; ALMEIDA, 2015 apud JAMES, 2004).

Apesar destas vantagens, parâmetros de solda inadequados podem gerar diversos tipos de defeitos nas soldas.

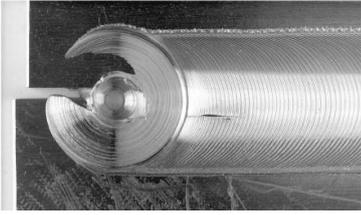
Na literatura, diversos estudos voltados para a identificação e caracterização dos principais defeitos da solda por FSW foram desenvolvidos. Dentre os defeitos, existem 3 principais citados por diversos autores:

- a) Vazios ou *voids*;
- b) Defeitos de junção remanescente ou *joint line remnant*;
- c) Rebarbas ou *flash*.

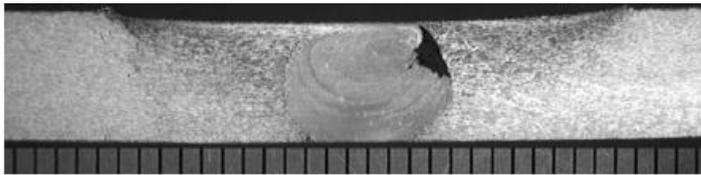
Os vazios ou *voids* são canais vazios encontrados na solda. Eles são formados geralmente na interface entre a zona da mistura e a ZTMA (Song et al., 2014). Esses defeitos podem ser visíveis ou estarem localizados no interior da solda. Neste caso, técnicas de inspeção tais como os raios X ou o ultrassom são recomendados. Na Figura 36, Leonard e Lockyer (2003) ilustram um vazio encontrado em seu estudo. Em (a), uma visão da parte superior da solda e em (b) o perfil da solda.

Figura 36 - Vazio: (a) Vista superior; (b) Vista transversal

(a) Vista superior



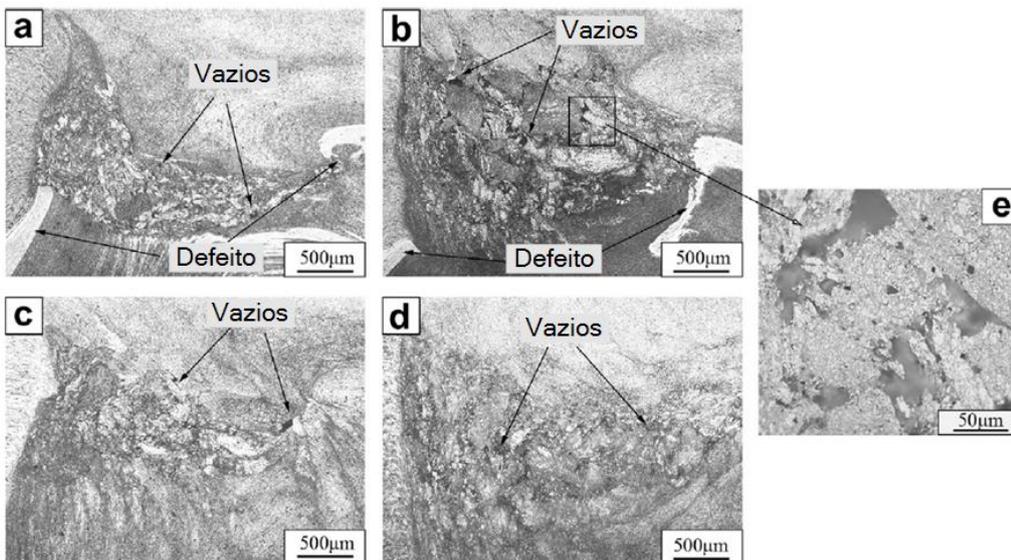
(b) Vista transversal



Fonte: Leonard e Lockyer, 2003

Song et al. (2014) observaram o mesmo defeito na solda do AA2024 sobreposto ao AA7075. Na configuração onde o AA7075 estava sobreposto ao AA2024 o defeito não foi detectado, observando a sensibilidade do AA2024 ao defeito. A Figura 37 ilustra os defeitos encontrados por Song.

Figura 37 - Vazios com avanço de: a) 50 mm/mi; b) 150 mm/min; c) 225 mm/min; d) 300 mm/min e e) detalhe do item b)



Fonte: Song et al., 2014

Hiller (2007) relaciona o fenômeno ao baixo aporte de calor decorrente da pressão, da geometria da ferramenta ou dos parâmetros de solda inadequados.

Um espaçamento excessivo entre as peças a serem soldadas é outra causa do defeito. Leonard e Lockyer (2003, apud CHRISTNER e SYLVA, 1996) verificaram em seus estudos uma tolerância do espaçamento entre as chapas de até 36% da espessura da peça a ser soldada, para que não gere defeitos significativos.

O segundo defeito é chamado linha de junção remanescente. Leonard e Lockyer (2003) dividem a falha em dois tipos, a falha na raiz ou *root flaws* e a falha devido a oxidação ou *kiss bond*. Nesta falha, é visível uma linha de material em que a junção não foi concretizada.

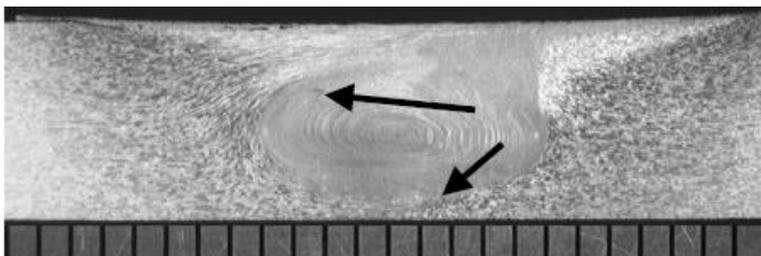
A falha na raiz é encontrada na região inferior da solda. Segundo Almeida (2015), o defeito pode surgir pelos seguintes fatores:

- a) A penetração inadequada do pino. Isso ocorre quando o pino não é longo o suficiente para gerar uma junção adequada ao longo da espessura. Almeida (2015 apud THOMAS, 1999) recomenda que o pino da ferramenta seja de 3 a 5 décimos menor que a espessura da chapa, para que não ocorra o defeito;
- b) O desalinhamento entre a ferramenta e a linha da junção.

A detecção deste tipo de defeito é ineficaz com técnicas não destrutivas, onde o método mais recomendado é o teste de dobramento (LEONARD e LOCKER, 2003 apud AWS D17.3, 2009).

O *kiss bond* ocorre devido as excessivas camadas de óxido na linha de junção entre as peças a serem soldadas. Estas linhas de óxidos são transportadas para dentro da mistura, gerando regiões com a falha. Leonard e Locker (2003) e Khodir e Shibayanagi (2007) citam, como causa desta falha, a distribuição inadequada das partículas de óxido devido ao avanço muito elevado ou um diâmetro de ombro excessivamente maior que o recomendado. A Figura 38 ilustra o defeito encontrado por Leonard e Locker (2003).

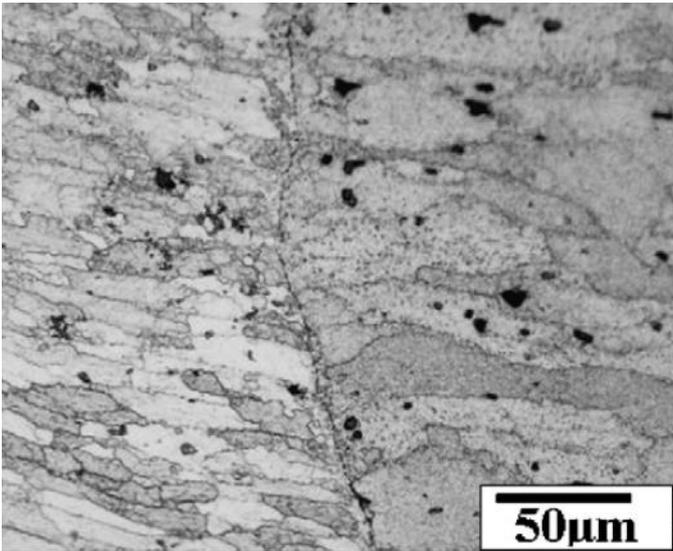
Figura 38 - Defeito *kiss bond*



Fonte: Leonard e Lockyer, 2003

Na solda de topo entre o AA2024 e o AA7075, Khodir e Shibayanagi (2007) também observaram o defeito. A Figura 39 ilustra, do lado direito, o material base AA2024 e, do lado esquerdo, o 7075 e entre eles a falha *kiss bond*.

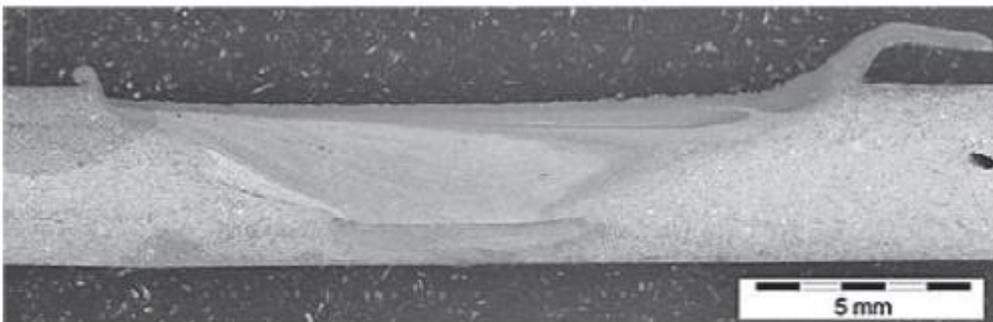
Figura 39 - Falha na raiz



Fonte: Khodir, 2007

A terceira falha ilustrada na Figura 40 é a rebarba excessiva, conhecida como *flash*. Nesta falha, um excesso de material processado é acumulado na parte superior da solda, nas regiões laterais ao caminho percorrido pela ferramenta. Devido à dispersão excessiva de material, a região central da solda torna-se menos espessa, além da possibilidade da formação de vazios. O defeito é associado ao fornecimento excessivo de calor para a solda.

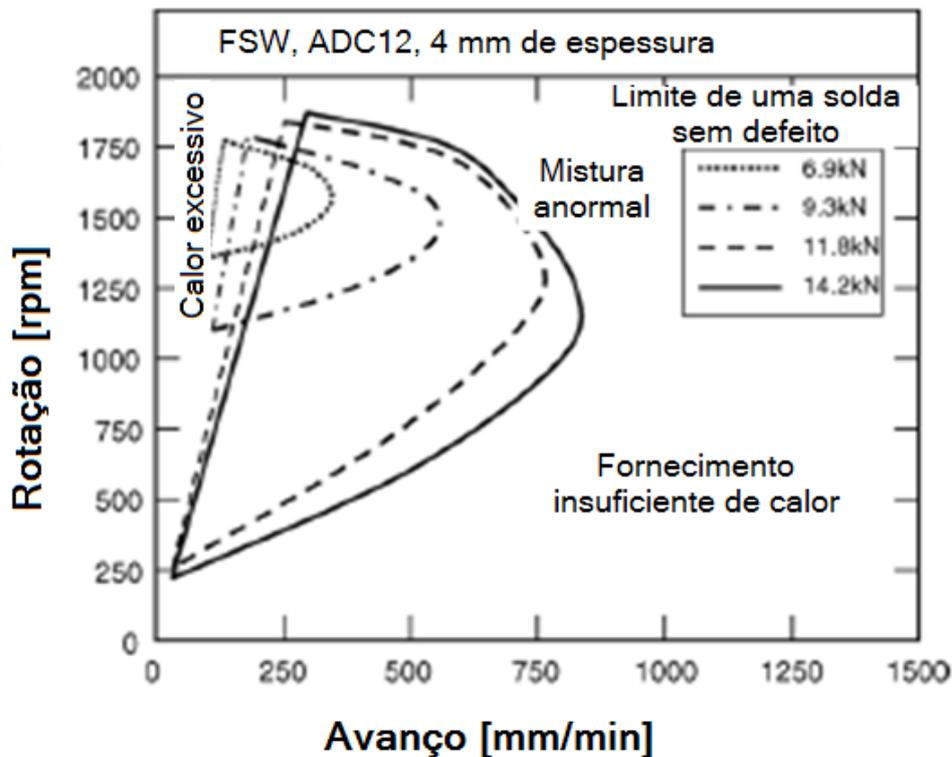
Figura 40 - Rebarba excessiva



Fonte: Podrzaj, 2015

Outra maneira de classificar as falhas no FSW é por meio da energia fornecida para a solda. Kim et al. (2006) mapearam, através da variação da rotação, avanço e força, as zonas ótimas da solda e identificaram as zonas onde os defeitos ocorrem. Através das zonas de defeito, correlacionaram o tipo de defeito com a energia fornecida por estes parâmetros e identificaram três regiões relacionadas a três tipos de defeitos. A região de mistura anormal ocorre quando altas rotações e altos avanços são utilizados. A região de fornecimento insuficiente de calor é localizada na região com baixas rotações e altos avanços e por fim, a região de calor excessivo ocorre em altas rotações e baixos avanços. Na Figura 41 é ilustrado as áreas onde esses defeitos são encontrados.

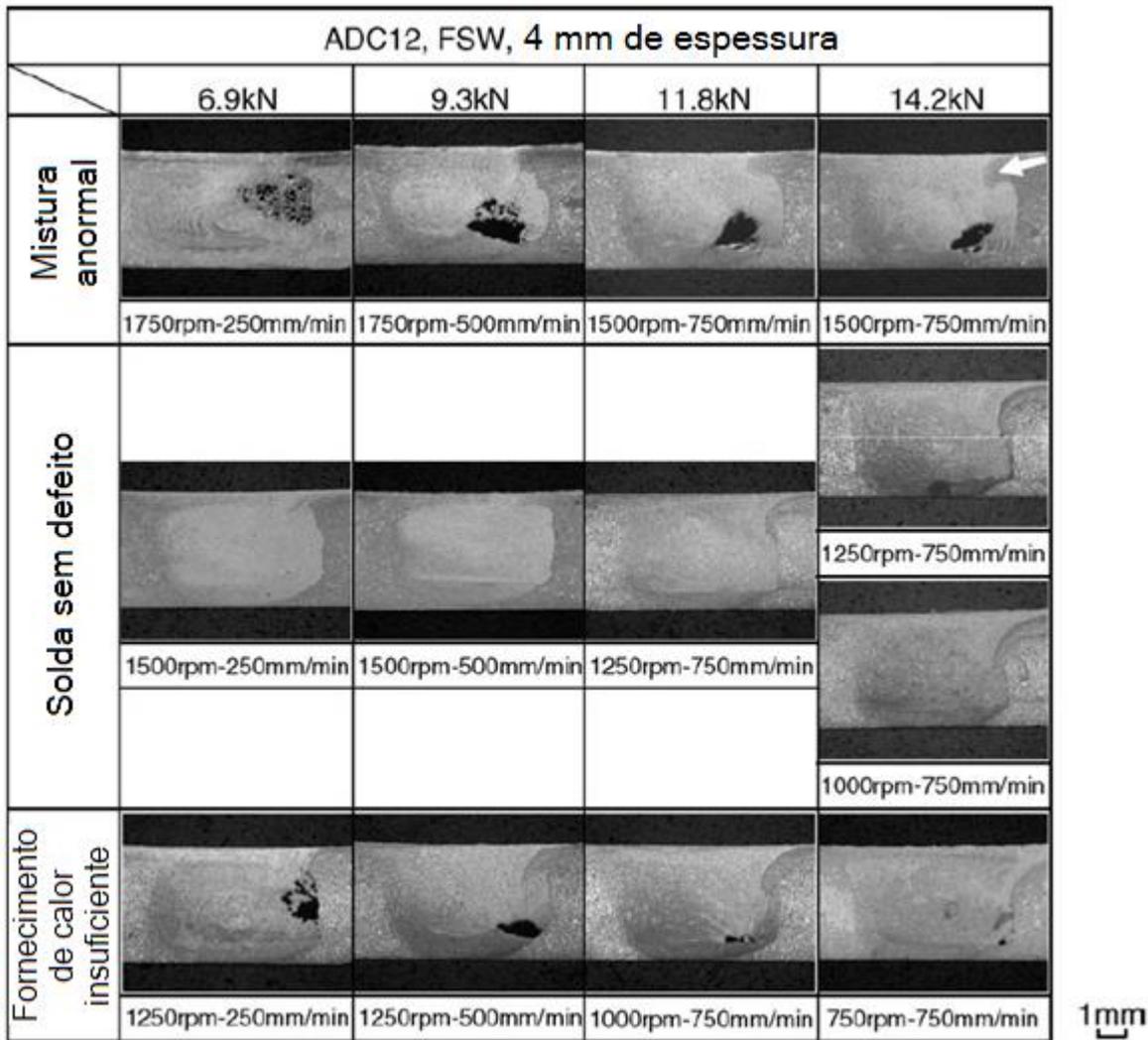
Figura 41 - Área com os parâmetros apropriados



Fonte: Kim et al., 2006

Em seu estudo, Kim et al. (2006) soldaram a liga ADC12, com espessura de 4 mm. Na região considerada com excesso de calor, foi observada a formação de rebarba excessiva. Nas regiões de calor insuficiente e mistura anormal foram observadas a formação de vazios, conforme ilustrado na Figura 42.

Figura 42 - Formação de vazios devido à mistura anormal e ao baixo aporte de calor



Fonte: Kim et al., 2006

2.3.6 Propriedades mecânicas

Uma das principais causas do FSW não ser incorporado pela indústria, principalmente aeronáutica no processo de manufatura, é o desconhecimento do comportamento mecânico da solda por FSW. Comparado ao processo convencional de rebite, o FSW apresenta alterações em suas propriedades mecânicas, o que torna a estrutura susceptível a falhas. Apesar de apresentar crescente introdução no mercado, partes críticas dos projetos ainda são resistentes ao uso da técnica. Devido a isso, as propriedades mecânicas continuam sendo alvo de diversos estudos tendo como principal foco a verificação da eficiência da solda, seja ela em comparação a diferentes parâmetros ou entre diferentes tipos de processos de solda.

Os principais parâmetros, observados na literatura, são a tensão residual, microdureza e limite de escoamento e resistência. Estas informações são necessárias para que se tenha uma idéia do comportamento mecânico da solda e são parâmetros diretos para julgamento das junções.

John et al. (2003), Pouget e Reynolds (2008) identificaram que a tensão residual tem forte influência na propagação de trincas. Este é um dos fatores limitantes da técnica para sua aplicação plena na indústria. A difração de raios X e o método do furo cego são as técnicas de maior confiabilidade para a medição das tensões residuais (SOUSA apud MACHERAUCH; KLOSS, 1986). Aval (2015) e Robe et al. (2015) utilizaram a técnica de difração de raios X para a análise da solda dissimilar entre ligas de alumínio. Fratini e Zuccarello (2006) utilizaram a técnica do furo cego para o estudo da tensão residual em diversas profundidades. Além destas técnicas, Sutton et al. (2002) utilizou a técnica da difração de nêutrons em suas pesquisas analisando a tensão residual em toda a área transversal da solda.

Através da verificação da microdureza, é possível avaliar a resistência à deformação plástica de determinada região. No FSW, a medida da microdureza é geralmente realizada ao longo da região transversal da junção para a análise das diferentes zonas estruturais formadas após a solda. Associada a uma análise microscópica, é possível identificar estruturas e o entendimento do comportamento da mistura ao longo das zonas de solda. Sato et al. (1999) identificaram, através da dureza Vickers, o perfil da dureza da secção transversal da solda do AA6063.

A avaliação do limite de escoamento e do limite de resistência é realizada através do ensaio de tração e dobramento, cuja principal função é a verificação da eficiência da solda. Muitas vezes os testes são de teor comparativo, pois os corpos de prova não seguem um padrão, muitas vezes limitados pelo tipo de solda. Hussein et al. (2014) avaliaram através do ensaio de tração uma solda tri-dissimilar entre as ligas de alumínio AA5083, AA6061 e o aço, obtendo uma eficiência de até 73%.

A seguir serão expostos resultados de avaliações entre ligas alumínio dissimilares e entre ligas de alumínio e titânio, objetos de estudo neste trabalho.

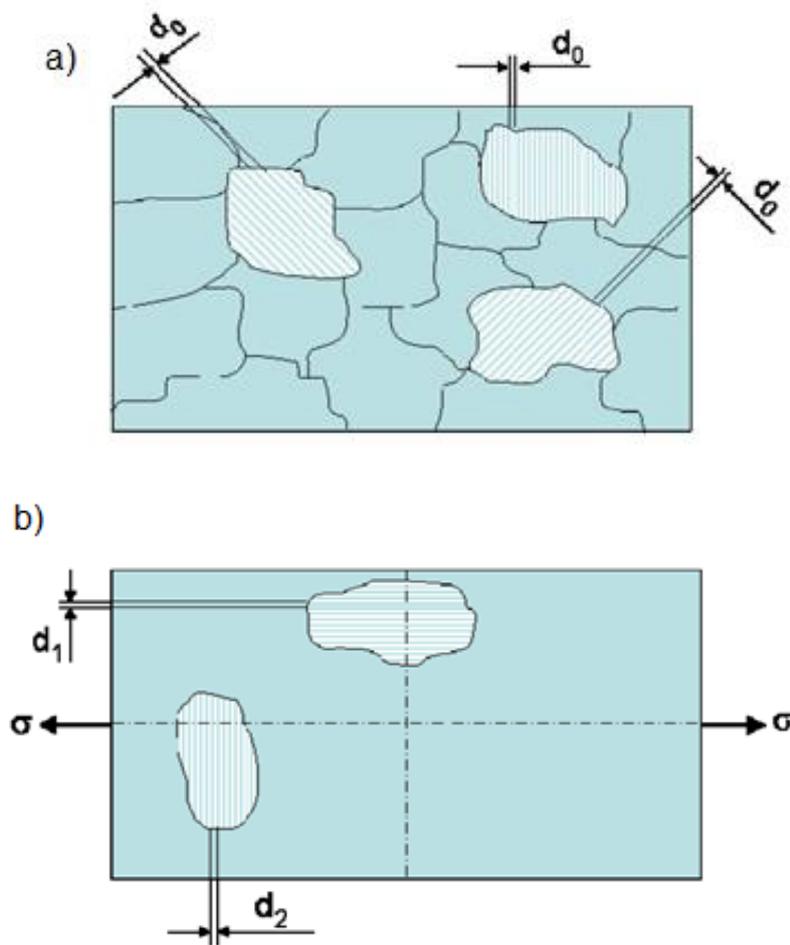
2.3.7 Tensão residual pela técnica de difração de raios X

Na técnica da difração de raios X, a distância interplanar do material deformado é medida e comparada com a distância interplanar do mesmo material sem deformação. É uma técnica não destrutiva, aplicada a materiais com estrutura cristalina, que apresentem tamanho

de grãos relativamente finos e que ocorra a difração para qualquer orientação da superfície (Prevéy, 1986).

O espaçamento interplanar, em materiais livre de deformações, não varia independentemente da orientação destes planos, mostrada no item a da Figura 43. Quando uma tensão é aplicada, o espaçamento interplanar varia de acordo com a orientação da tensão em relação aos planos. Em tensões perpendiculares aos planos, ocorre o aumento do espaçamento, e para tensões paralelas aos planos, ocorre a redução do espaçamento interplanar, ilustrado no item b da Figura 43. Este comportamento é relacionado ao efeito Poisson do material (PERINI, 2008 apud FRANCOIS et al., 1996).

Figura 43 - Espaçamento interplanar em: a) sem a aplicação de uma tensão; e em b) aplicando se uma tensão



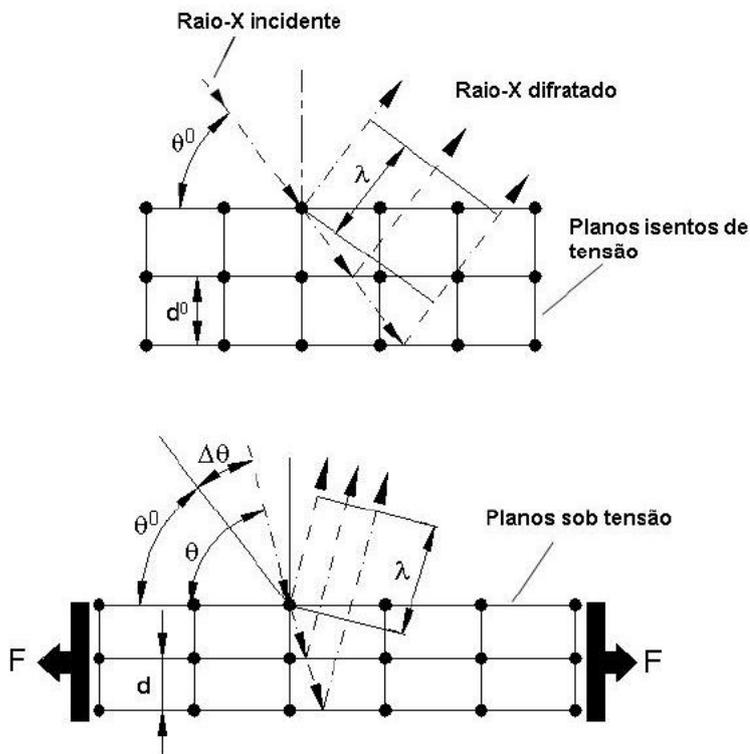
O princípio da medição está relacionado com a lei dos Bragg, descrita na equação 1, onde dado um comprimento de onda conhecido, a distância interplanar é relacionada ao ângulo de difração (PREVÉY, 1986).

$$n \cdot \lambda = 2 \cdot d \cdot \sin \theta \quad (1)$$

Onde n representa a ordem da difração, λ o comprimento de onda, d a distância interplanar dos cristalinos e θ o ângulo de difração.

A Figura 44 mostra, em a, o comportamento dos raios X incidindo sobre um plano cristalográfico sem carregamento e, em b, a influência da carga aplicada sobre a distância interplanar e sobre o ângulo de difração dos raios X. Devido a alteração da distância d , o ângulo de difração sofre um acréscimo de $\Delta\theta$.

Figura 44 - Distância interplanar em cristal simples, em a) sem carregamento e b) aplicada uma força paralela ao plano cristalográfico.



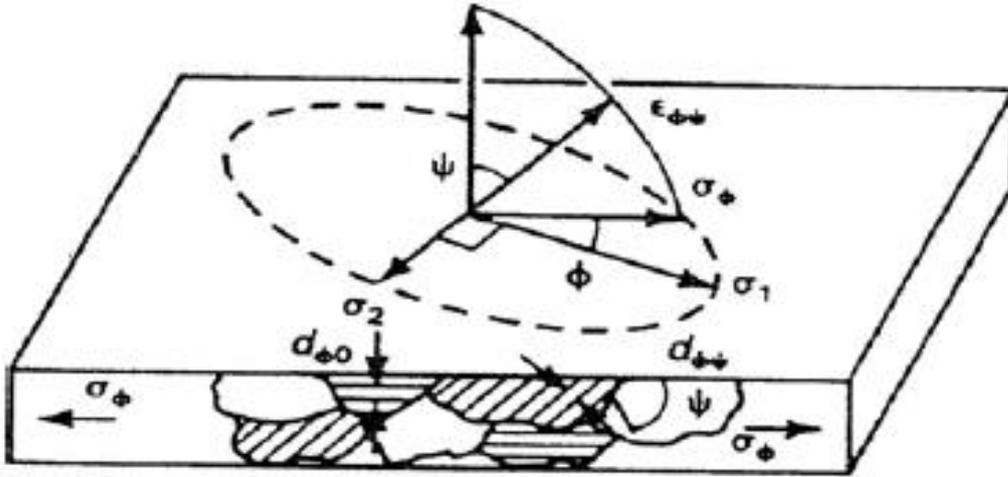
Fonte: Adalto, 2015 apud Brinksmeier et al., 1982

Para o cálculo da tensão, é utilizado o modelo de estado plano de tensões para o regime elástico. O modelo de estado plano de tensões é adotado, pois a região medida

apresenta uma penetração na superfície muito pequena. O regime elástico é adotado, pois apenas as deformações elásticas influenciam no espaçamento interplanar (PREVÉY, 1986).

No modelo de estado plano de tensões, apenas as tensões σ_1 e σ_2 são consideradas. A tensão σ_3 é considerada nula. A Figura 45 mostra o modelo de estado plano de tensões.

Figura 45 - Modelo de estado plano de tensões para regime elástico



Fonte: Prevéy, 1986

Adotando como referência os ângulos \varnothing e Ψ , a deformação é descrita segundo a equação 2.

$$\epsilon_{\varnothing\Psi} = \left[\frac{1+\gamma}{E} (\sigma_1 \cdot \cos^2\varnothing + \sigma_2 \cdot \sin^2\varnothing) \cdot \sin^2\Psi \right] - \left[\frac{\gamma}{E} (\sigma_1 + \sigma_2) \right] \quad (2)$$

Considerando $\Psi = 90^\circ$, a tensão σ_\varnothing é descrita conforme a equação 3.

$$\sigma_\varnothing = (\sigma_1 \cdot \cos^2\varnothing + \sigma_2 \cdot \sin^2\varnothing) \quad (3)$$

Substituindo a equação 3 na equação 2 temos:

$$\epsilon_{\varnothing\Psi} = \left[\frac{1+\gamma}{E} \sigma_\varnothing \cdot \sin^2\Psi \right] - \left[\frac{\gamma}{E} (\sigma_1 + \sigma_2) \right] \quad (4)$$

Descrevendo a deformação em relação à distância interplanar, obtém-se a equação 5.

$$\epsilon_{\phi\psi} = \frac{\Delta d}{d_0} = \frac{d_{\phi\psi} - d_0}{d_0} \quad (5)$$

Relacionando a equação 4 e 5 temos:

$$d_{\phi\psi} = \left[\left(\frac{1+\gamma}{E} \right)_{hkl} \sigma_{\phi} \cdot d_0 \cdot \sin^2\psi \right] - \left[\left(\frac{\gamma}{E} \right)_{hkl} d_0 \cdot (\sigma_1 + \sigma_2) + d_0 \right] \quad (6)$$

A equação 6 descreve a relação entre a distância interplanar e as tensões. Os índices h, k e l correspondem ao índice de Miller e representam o plano cristalográfico, onde as tensões estão sendo medidas.

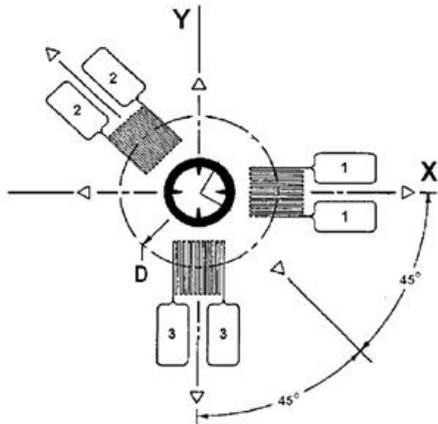
Partindo desta relação, mostrada na equação 6, existem métodos para determinar a distância d_0 e as tensões envolvidas. Os métodos mais utilizados são de um ângulo, dois ângulos e o $\sin^2\psi$. A diferença entre eles é a quantidade de ângulos ψ utilizados para o cálculo, onde o método $\sin^2\psi$ utiliza múltiplos ângulos ψ . A principal vantagem do método $\sin^2\psi$ em relação aos demais métodos está na demonstração da linearidade entre d e $\sin^2\psi$. Através da linearidade é possível verificar a possibilidade ou não da medição da tensão residual na amostra (PREVÉY, 1986).

2.3.8 Tensão residual pela técnica do furo cego

Dentre as técnicas de medição da tensão residual, a técnica do furo cego é a mais utilizada devido a sua facilidade de aplicação e ao amplo estudo já realizado a respeito da técnica (ASTM, 2009). A técnica consiste na medição da tensão através das deformações medidas por extensômetros ao redor de um furo usinado. Ao usinar o furo, as tensões presentes na região são aliviadas, causando a deformação da superfície ao redor. Esta deformação é medida e utilizada para o cálculo da tensão na região.

Para a realização da medição da deformação são usadas rosetas extensométricas que medem a deformação em três direções distintas. Dois extensômetros são posicionados perpendicularmente entre si e um terceiro extensômetro é posicionado de forma a criar um ângulo de 45° com os demais extensômetros. A Figura 46 ilustra o posicionamento de cada extensômetro, e ao centro está a região onde é realizada a usinagem do furo.

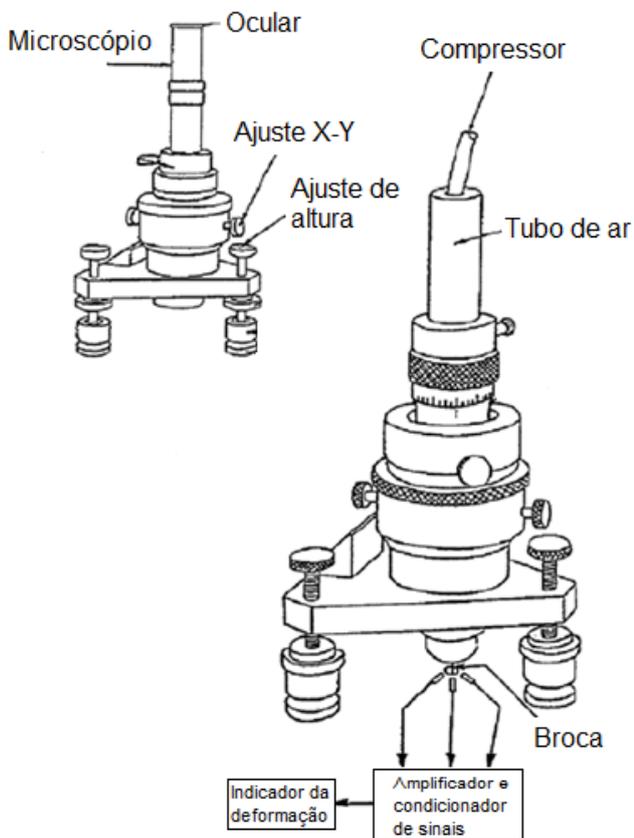
Figura 46 - Roseta extensométrica



Fonte: Autor “adaptado de ASTM”, 2009

O furo é realizado com uma furadeira de passo, utilizando uma broca que varia de 0,8 a 4,8 mm. A profundidade chega, em geral, na medida do diâmetro da broca. A Figura 47 ilustra uma furadeira de passo típica utilizada para a usinagem do furo.

Figura 47 - Furadeira de passo típica para a técnica do furo cego



Fonte: Autor “adaptado de ASTM”, 2009

Para chapas finas, o cálculo das tensões utiliza o modelo de chapas finas infinitas, onde, neste caso, o furo é passante. Em chapas com espessura maiores, a tensão é calculada não apenas na superfície, mas em toda a profundidade do furo. Neste caso, a deformação é medida a cada passo de penetração da broca e, Por meio desta medição, a respectiva tensão é calculada. Dentre os métodos, os mais comuns são o método diferencial, o método integral, o método linear e o método uniforme. A diferença básica entre eles é o mecanismo de comportamento da deformação assumida (SCHOLTES, I. B., 2007).

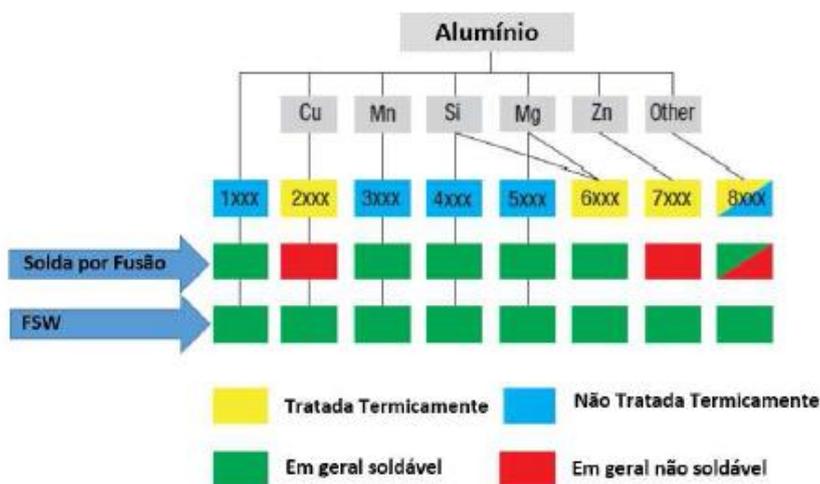
2.3.9 FSW em junções dissimilares

Abaixo são citados estudos envolvendo soldas entre materiais dissimilares que constituem o propósito deste trabalho.

2.3.9.1 Junção de topo entre ligas dissimilares de alumínio

O interesse no uso do FSW na solda de ligas de alumínio está na dificuldade que estes materiais apresentam na sua junção por soldagem convencional. Dentre as ligas de alumínio, as das séries 2XXX e 7XXX são as consideradas com menor grau de soldabilidade. Neste contexto, a utilização do FSW para a junção dessas ligas ganhou espaço para um novo campo de estudos, uma vez que a técnica supre as desvantagens de uma solda convencional. A Figura 48 demonstra a soldabilidade das diversas ligas de alumínio.

Figura 48 - Soldabilidade das ligas de alumínio

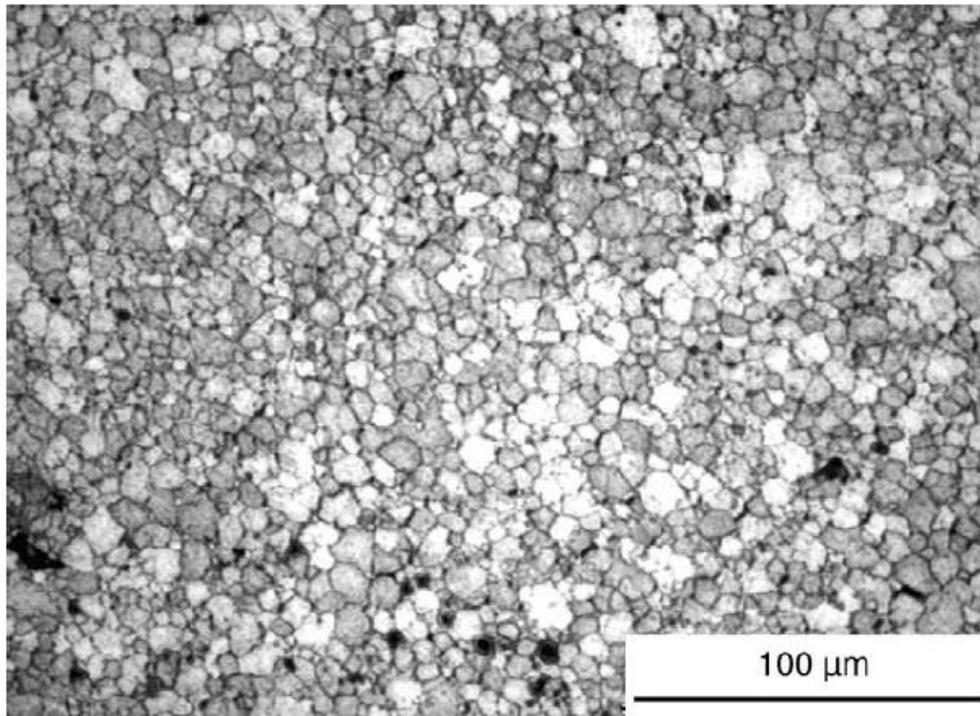


2.3.9.1.1 Microestruturas na junção dissimilar entre as ligas de alumínio

A solda entre as ligas de alumínio AA2024 e AA7075, numa junção de topo, foi estudado por Cavaliere et al. (2006), Cavaliere e Panella (2008), Avinash et al. (2014) e Bahemmat et al. (2012), sendo que todos conseguiram uma solda de qualidade.

A microestrutura resultante da junção das ligas apresentou o formato clássico encontrado na literatura. A zona da mistura apresenta o refinamento dos grãos, com morfologia equiaxial, devido aos esforços mecânicos e altas temperaturas do processo. Um tamanho de grão menor que 3 μm foi observado por Cavaliere et al. (2006) nesta região. A imagem da microestrutura da zona da mistura é mostrada na Figura 49.

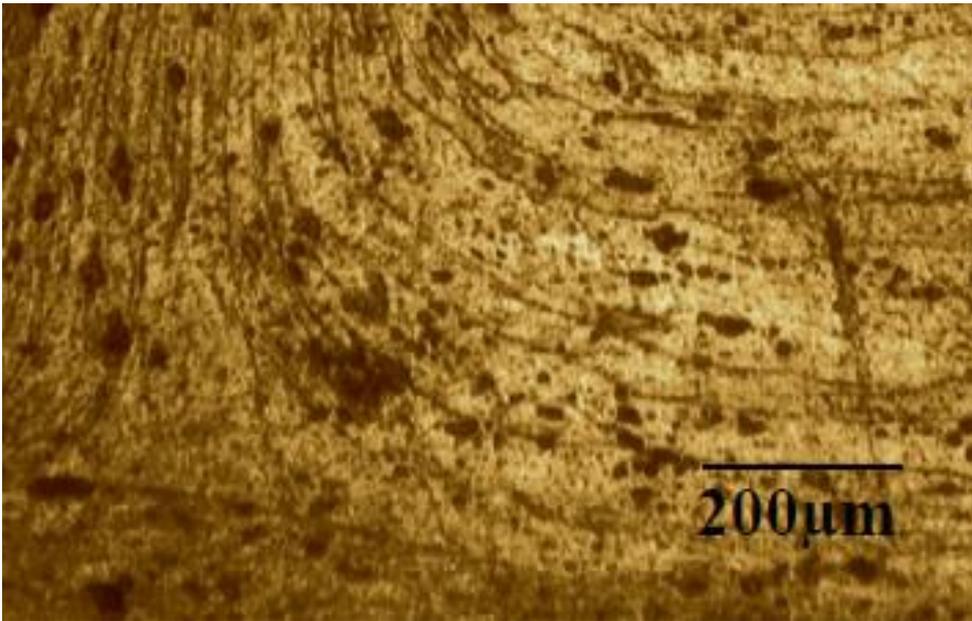
Figura 49 - Grãos refinados encontrados na ZM



Fonte: Cavaliere et al., 2006

Na ZTMA, também é observado uma recristalização dinâmica, porém resultou em um tamanho de grão maior e alongado comparada a ZM, devido à queda da temperatura e menor deformação plástica sofrida por esta região. Nesta região, a temperatura para dissolução dos precipitados não é atingida, ocorrendo o coalescimento das partículas. Avinash et al. (2014) mostraram na Figura 50 os precipitados não dissolvidos encontrados na região.

Figura 50 - Microestrutura da ZTMA



Fonte: Avinash et al., 2014

2.3.9.1.2 Microdureza na junção dissimilar entre as ligas de alumínio

A microdureza envolvendo a solda entre as ligas apresenta um perfil em forma de M, observado por Cavaliere et al. (2006) e Bahammat et al. (2012), onde na zona da mistura os valores obtidos são menores comparados aos obtidos na ZTMA.

Os elevados valores na ZTMA decorrem da baixa temperatura atingida nesta região e da baixa deformação plástica, não permitindo uma recristalização uniforme dos grãos e a dissolução adequada do precipitado (AVINASH et al., 2014).

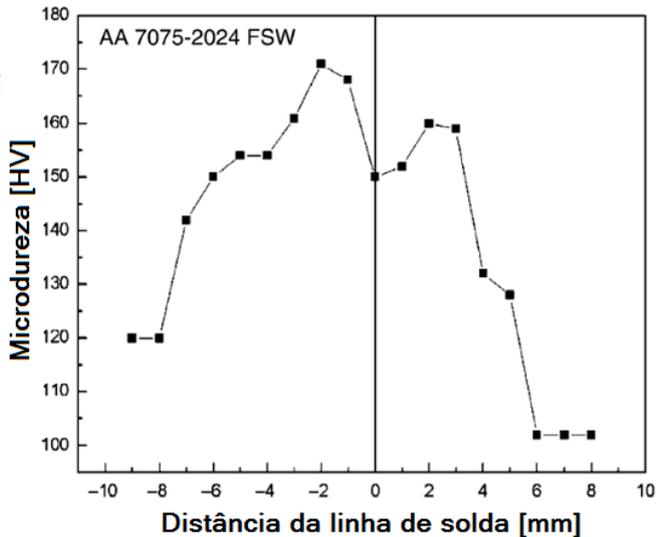
Na zona da mistura, a microdureza é menor que na ZTMA, devido a recristalização uniforme dos grãos e a dissolução dos precipitados. Isso ocorre devido às altas temperaturas e à intensa plastificação nesta região. Outro fato decorre da sensibilidade das ligas ao tratamento térmico, onde a microdureza é fortemente influenciada pela dissolução de precipitado e coalescimento das partículas (BAHEMMAT et al., 2012).

Na ZAC, os valores da microdureza aproximam-se do comportamento do material base. Segundo Behemmant et al. (2012), a queda da microdureza nesta região ocorre devido ao coalescimento das partículas e ao processo de envelhecimento, decorrente da influência da temperatura que esta região sofre.

Cavaliere et al. (2006) avaliaram a microdureza Vickers na junção entre as ligas AA2024-T3 e AA7075-T6 em chapas de 2,5 mm. Na ZM foi obtido 150 HV com leve

aumento na ZTMA e posterior queda na ZAC. A Figura 51 ilustra o perfil em M da microdureza, onde a ferramenta possuía um diâmetro de 20 mm, com uma ponta de 6 mm.

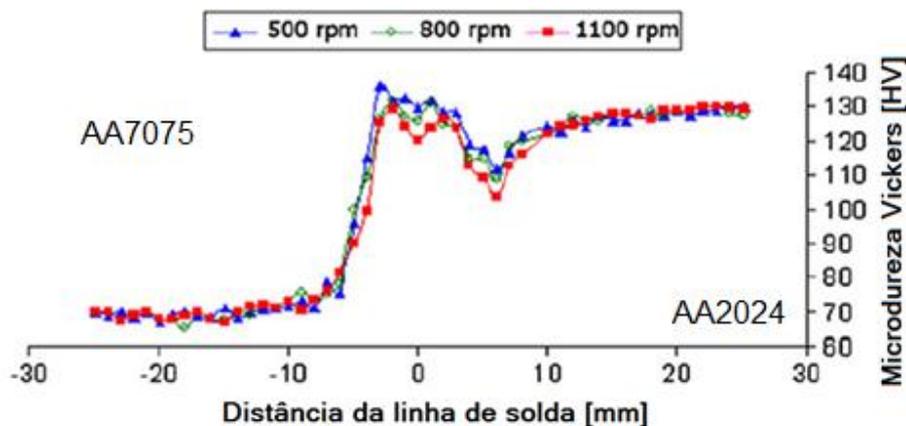
Figura 51 - Perfil de microdureza entre AA5057-2024



Fonte: Cavaliere et al., 2008

Bahammat et al. (2012) soldaram as ligas AA2024-T4 e AA7075-O (recozido) em chapas de 5 mm de espessura. Através da análise da microdureza, foi levantada uma curva do perfil ilustrado na Figura 52. O perfil característico no formato M é observado na região entre -5 e 5 mm. O lado do retrocesso, com o AA2024 apresentou queda na ZAC e posterior elevação da dureza até atingir as características do metal base. O lado do avanço apresentou uma queda até atingir os valores do metal base.

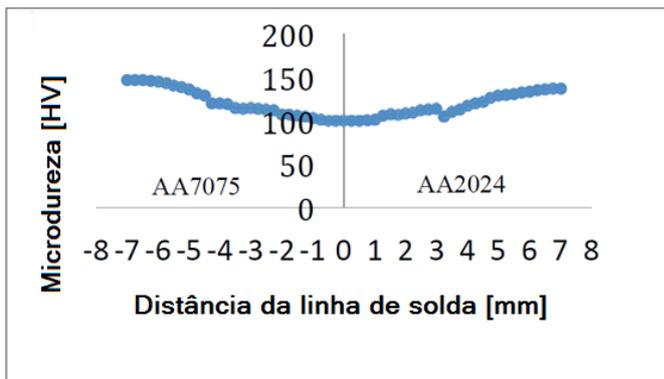
Figura 52 - Solda com avanço de 80 mm/mm



Fonte: Bahammat, 2012

Avinash et al. (2014) avaliaram a microdureza nas mesmas ligas AA2024 T3 com AA7075 T6 na junção de chapas de diferentes espessura, 5 mm e 6,5 mm, respectivamente. A microdureza na ZTMA apresentou valores mais elevados comparados a ZM. A ferramenta utilizada possuía 25 mm de diâmetro de ombro e um pino com 5 mm de diâmetro.

Figura 53 - Microdureza entre AA7075 e AA2024

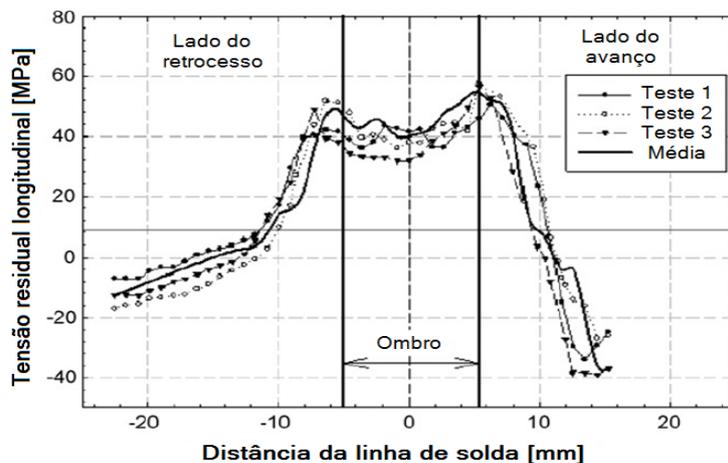


Fonte: Avinash et al., 2014

2.3.9.1.3 Tensão residual na junção dissimilar entre as ligas de alumínio

Assim como a microdureza, a tensão residual das ligas de alumínio apresenta um perfil em formato de M. Fratini et al. (2009) obtiveram o perfil com a solda similar ao AA2024-T4 (Figura 54), utilizando a técnica de raios X.

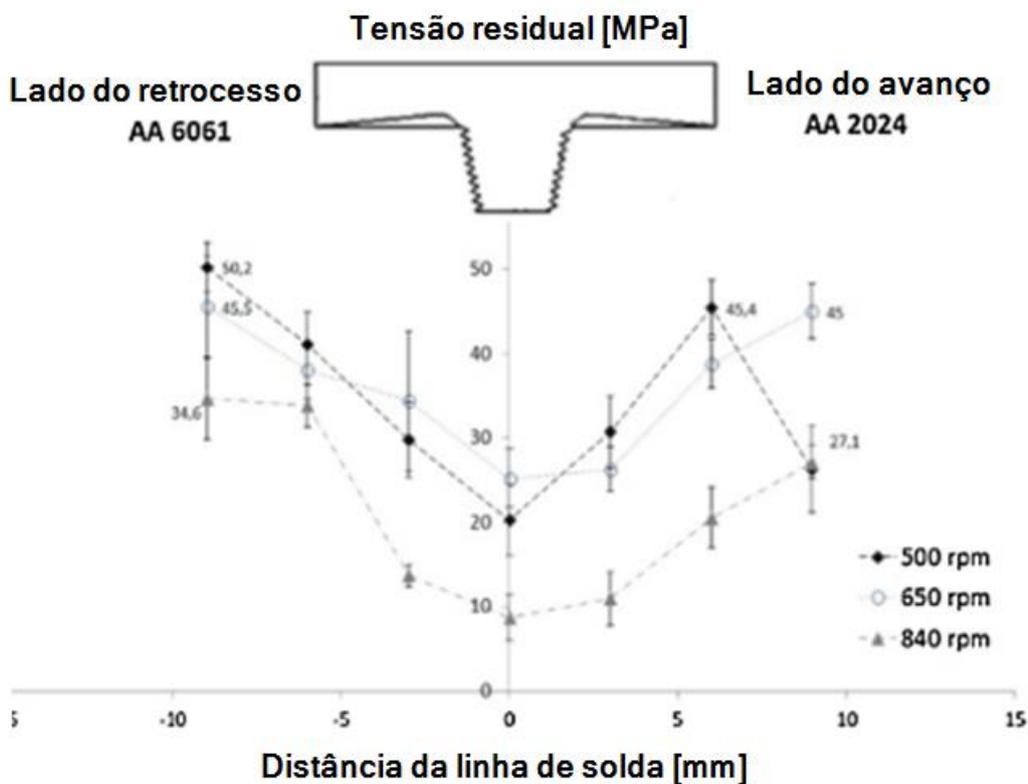
Figura 54 - Perfil da tensão residual na solda similar do AA2024-T4



Fonte: Fratini et al., 2009

Zapata et al. (2016) observaram o comportamento da tensão residual na região do contato da ferramenta com a junção entre o AA2024-T3 e o AA6061-T6, mostrado na Figura 55. Assim como Fratini et al. (2009), Zapata et al.(2016) identificaram a baixa tensão na região do pino se comparado a tensão próximo ao ombro. Zapata et al (2016) também concluíram que a rotação é o parâmetro de maior influência nos valores da tensão residual, onde altas rotações resultam em baixa tensão residual. O resultado está ligado com as altas temperaturas obtidas, criando um gradiente mais uniforme e conseqüentemente uma redução na deformação e tensão residual.

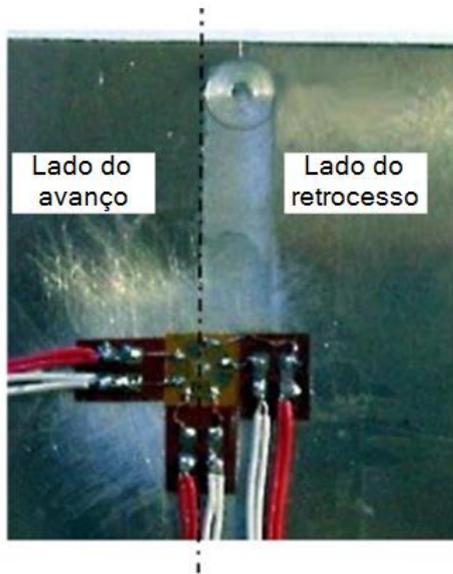
Figura 55 - Perfil da tensão residual entre as ligas AA2024 e AA6065



Fonte: Zapata et al., 2016

A variação da tensão residual em função da profundidade da solda foi avaliada por Fratini e Zuccarello (2006). A técnica do furo cego foi utilizada para a medição da tensão residual na região próxima a linha de solda criada pelo ombro do lado do avanço, onde as máximas tensões são usualmente encontradas. A Figura 56 ilustra o local da instalação do extensômetro.

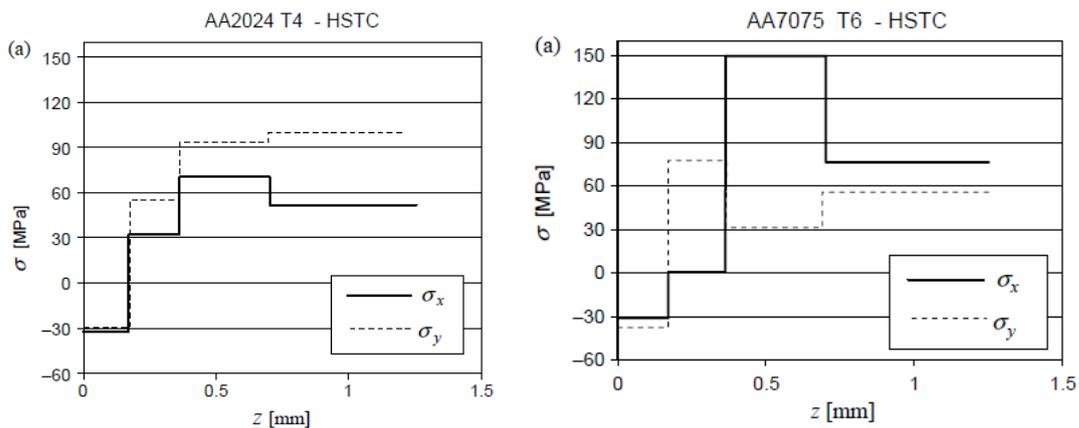
Figura 56 - Roseta instalada para medição da tensão residual



Fonte: Fratini e Zuccarello, 2006

Fratini e Zuccarello (2006) concluíram que na região superficial as tensões presentes são compressivas e as máximas tensões são encontradas no interior do corpo do material, entre 0,5 e 1 mm de profundidade, conforme mostrado na Figura 57.

Figura 57 - Tensão residual ao longo da profundidade do corpo de prova a) solda similar AA2024 e b) solda similar AA7075

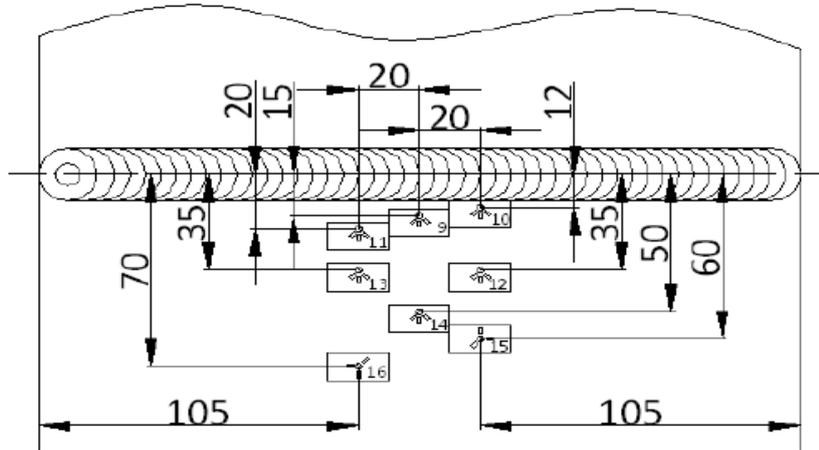


Fonte: Fratini e Zuccarello, 2006

Castro et al. (2010) utilizaram a técnica do furo cego para a medição da tensão residual em diferentes regiões do corpo de prova, na profundidade de até 0,967 mm. A solda foi formada por chapas de AA 6056 contendo uma chapa de AA7075 na região posterior,

formando uma junção T. A Figura 58 mostra o posicionamento dos extensômetros ao longo do corpo de prova.

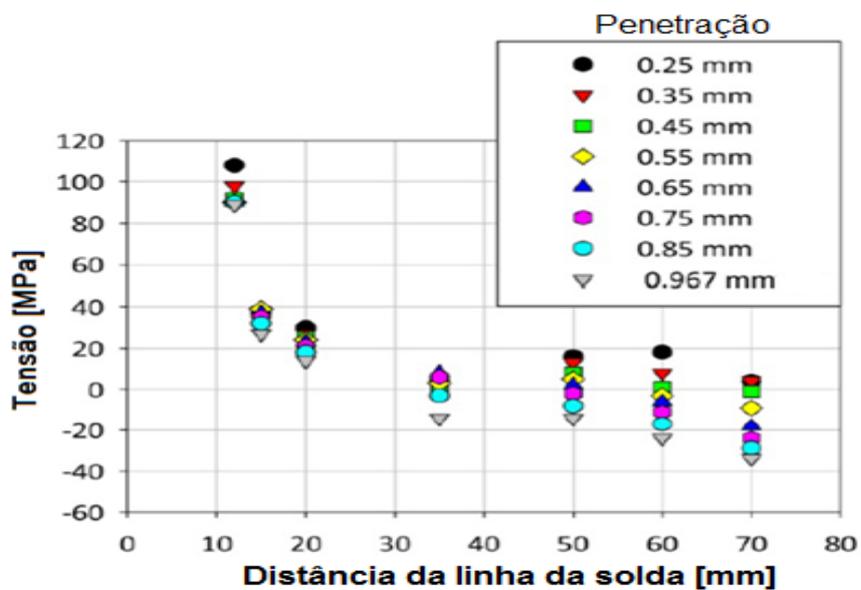
Figura 58 - Posicionamento dos extensômetros na parte superior do corpo de prova



Fonte: Castro et al., 2010

Uma tensão positiva próxima à região do ombro (Figura 59) foi encontrada, e à medida que a distância da linha de solda aumentou houve um decréscimo no valor da tensão residual.

Figura 59 - Tensão residual ao longo da linha de solda



Fonte: Castro et al., 2010

2.3.9.1.4 Eficiência do limite de resistência da solda na junção dissimilar entre as ligas de alumínio

Para verificar a eficiência da solda, o ensaio de tração foi o método utilizado por Cavaliere et al. (2006), Cavaliere e Panella (2008), Bahemmat et al. (2012) e Avinash et al. (2014).

Cavaliere et al. (2006) soldaram o AA2024-T3 e AA7075-T6 e obtiveram uma eficiência do limite de resistência de 87% em relação ao AA2024. Em todos os corpos de prova, a fratura ocorreu na ZAC, do lado do AA2024, devido à concentração de precipitados e ao diferente tamanho de grão na região. A Tabela 2 mostra o resultado obtido em comparação ao metal base.

Tabela 2 - Resultado do ensaio de tração para os materiais base e o FSW

Material	Limite de escoamento [MPa]	Limite de resistência [MPa]	Alongamento [%]
AA2024	380	490	17
AA7075	503	572	11
2024 - 7075	325	424	6

Fonte: Autor “adaptado de Cavaliere et al.”, 2006

Cavaliere e Panella (2008) soldaram o AA2024-T3 e o AA7075-T6, variando entre 0 a 1,5 mm a posição da ferramenta em relação a linha da solda, no sentido do AA2024-T3 localizado no lado do avanço, e obtiveram um limite de resistência 94% do metal base AA2024-T3 para a posição de 1mm. A Tabela 3 mostra os resultados obtidos com a variação da posição da ferramenta.

Tabela 3 - Resultado do ensaio de tração para diferentes posições da ferramenta

Material	Limite de escoamento [Mpa]	Limite de resistência [Mpa]	Alongamento [%]
7075 T6	503	572	11
2024 T3	380	490	17
2024 - 7075 0 mm	325	424	6
2024 - 7075 0,5 mm	340	435	7
2024 - 7075 1,0 mm	395	460	4,5
2024 - 7075 1,5 mm	285	390	2,5

Fonte: Cavaliere e Panella, 2008

Behemmat et al. (2012) realizaram o ensaio de tração entre o AA2024-T4 e AA7075-O. Foi verificado que soldas onde a ruptura ocorreu no metal base ou na ZAC, obtiveram os melhores resultados. Nesta situação a solda apresentou-se livre de defeitos. A Figura 60 mostra a ruptura obtida na região do metal base.

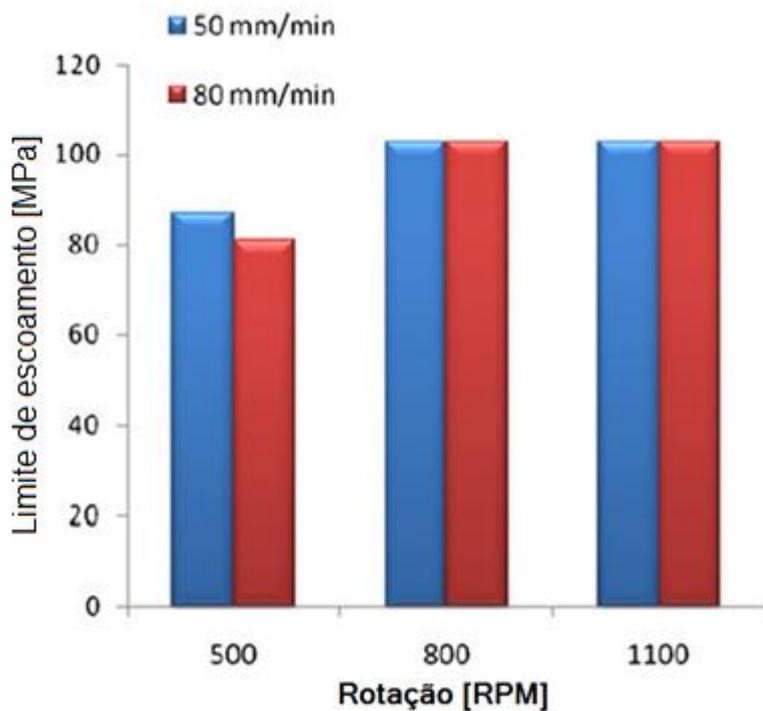
Figura 60 - Fratura no na região do metal base do AA7075



Fonte: Behemmat e Haghpanahi, 2012

A eficiência obtida por Behemmat et al. (2012) foi igual ao metal base AA7075, para as junções livre de defeitos. Também foi verificada a influência das baixas rotações no limite de escoamento da junção. Em altas rotações, não houve influência no limite de escoamento, ilustrado na Figura 61.

Figura 61 - Ensaio de tração para diferentes avanço e rotação



Fonte: Behemmat e Haghpanahi, 2012

2.3.9.2 Junção dissimilar entre ligas de alumínio e titânio

Muitos estudos envolvendo a junção de ligas de alumínio com ligas de titânio vêm sendo apresentados ao longo dos anos. Seu interesse está na criação de estruturas com redução de peso, conciliando a baixa densidade do alumínio com a alta dureza, resistência à corrosão e boas propriedades em altas temperaturas do titânio. É por isso que as indústrias aeroespaciais e automobilísticas são as principais interessadas.

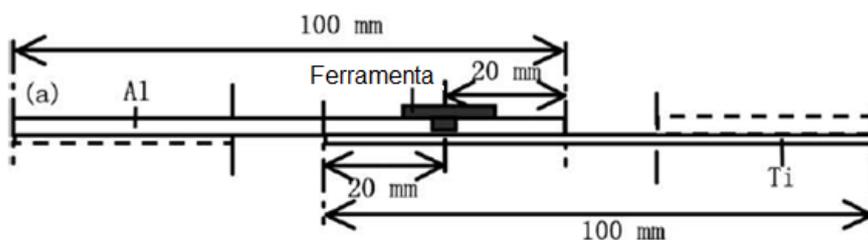
Devido a diferenças químicas e mecânicas, a junção desses dois materiais é muito difícil de ser realizada. Uma das alternativas encontradas foi a solda por FSW.

Nos estudos de junção das ligas de Titânio com Alumínio na solda de topo, a geração de $TiAl_3$ é o fator de maior relevância para a qualidade da solda. A formação desta camada decorre da energia ser a menor necessária dentre as possíveis ligas entre Ti e Al e ocorre na interface entre o alumínio e o titânio. É uma composição de característica frágil, e por isso sua formação excessiva não é desejada, sendo que uma espessura acima de $5\ \mu m$ é considerada crítica a solda, segundo Chen e Nakata (2009 apud KIM e FUJI, 2002).

A formação da camada de $TiAl_3$ ocorre quando o processo de FSW atinge uma condição de pressão e temperatura, na interface entre o Ti e Al, favorável para a reação. Nestas condições, a alta pressão rompe a camada de óxido das chapas, permitindo o contato entre o Al e Ti. Após o contato, devido a temperatura, ocorre a reação para a formação do $TiAl_3$. A única reação que ocorre é a do $TiAl_3$, pois a temperatura atingida no processo não atinge a temperatura de fusão do Al (CHEN e NAKATA, 2009).

Chen e Nakata (2009) soldaram o Titânio puro com a liga de alumínio conhecida como *aluminium die casting* (ADC) numa solda de topo, ilustrado na Figura 62. Para o experimento foi utilizada a rotação de 1500 RPM e avanço de 60, 90 e 120 mm/min.

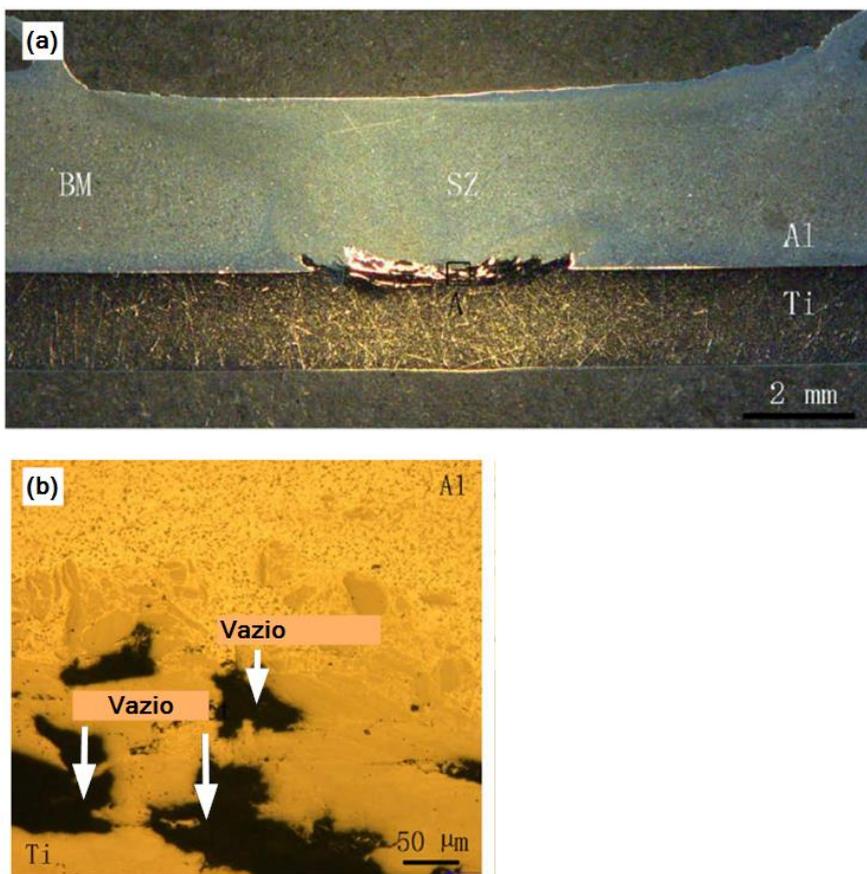
Figura 62 - Solda de topo entre ADC12 e titânio puro



Fonte: Chen e Nakata, 2009

Foi notado que na velocidade de 60 mm/min, devido ao aquecimento excessivo da mistura, a ferramenta cedeu alguns milímetros, chegando a tocar na chapa de titânio, mostrado na Figura 63 item (a). Devido a este contato, a ZM nesta velocidade apresentou partículas de Ti, porém distribuídas não uniformemente, e devido a este contato da ferramenta, a região da placa de titânio apresentou alguns defeitos (Figura 63 item (b)), prejudicando o resultado do ensaio de tração.

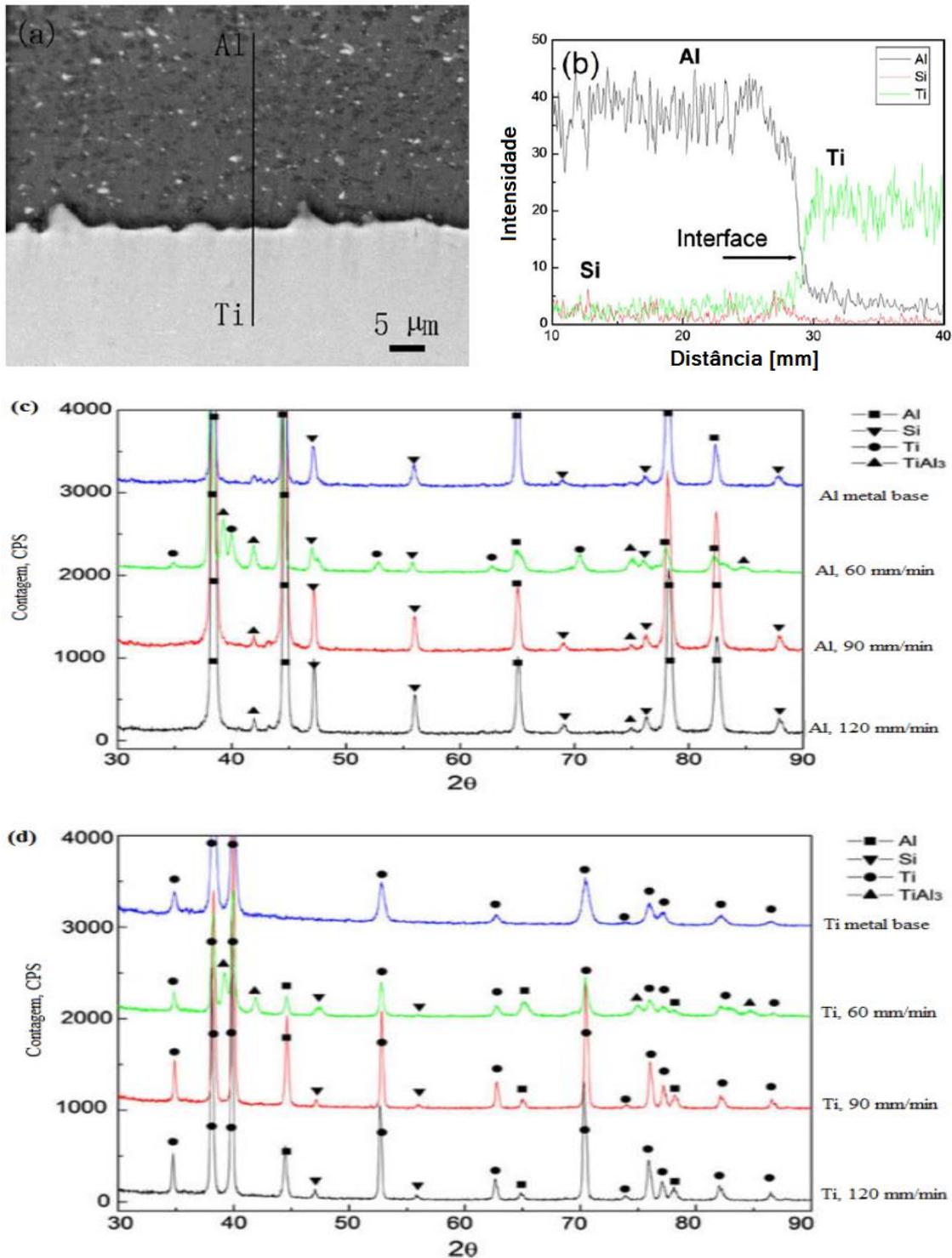
Figura 63 - Secção transversal da solda em: a) ferramenta tocando na chapa de titânio e em b) defeitos de vazio



Fonte: Chen e Nakata, 2009

Com uma velocidade de 90 mm/min, uma fina camada de $TiAl_3$ foi formada, porém menor que 5 μm. Na velocidade de 120 mm/min, apesar da camada intermetálica não exceder o valor limite, devido ao curto período de tempo, não foi possível obter uma mistura adequada. A Figura 64, item (a), mostra a pequena região da interface de Al e Ti formada e no item (b), o EDS obtido, o item (c) e (d) o resultado do espectro de raio X dos lados do alumínio e titânio respectivamente.

Figura 64 - Interface entre o Al e Ti com avanço de 90 mm/min em: a) a imagem no MEV; em b) o EDS da interface, em c) Difração de raio X no lado do alumínio e d) difração de raio X no lado do titânio

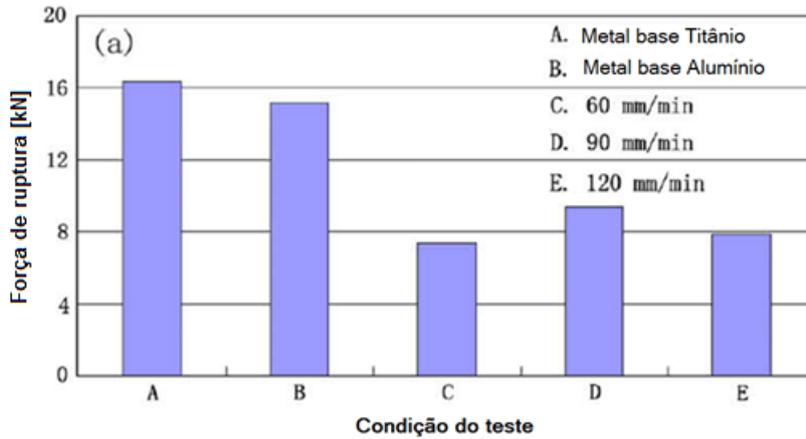


Fonte: Chen e Nakata, 2009

A eficiência da solda foi verificada através do ensaio de tração, onde foi obtida uma eficiência de 62% do ensaio com 90 mm/min em relação ao metal base de menor resistência.

No avanço de 60 mm/min ocorreu o contato da ferramenta na placa de Ti, e na velocidade de 120 mm/min ocorreu uma mistura inadequada. Devido a isso, Chen e Nakata (2009) não obtiveram altos valores de eficiência. O resultado do ensaio é demonstrado na Figura 65, onde a velocidade utilizado foi de 1 mm/min.

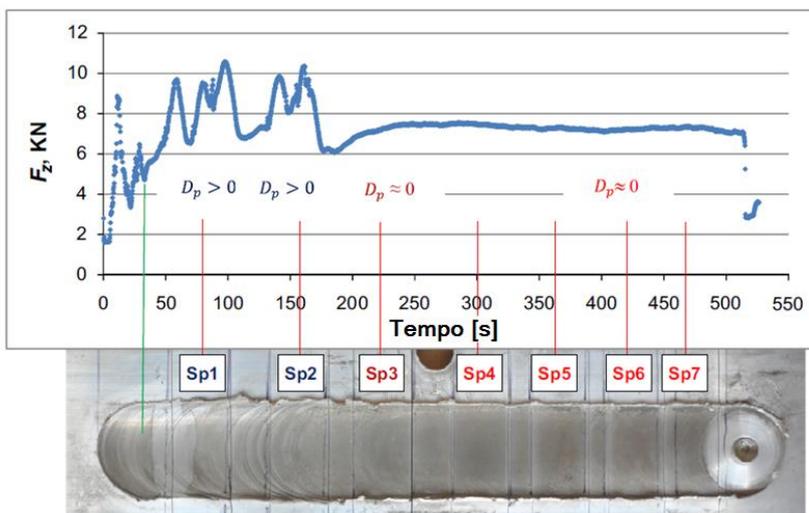
Figura 65 - Ensaio de tração para diferentes avanços



Fonte: Chen e Nakata, 2009

Chen e Yazdanian (2015) avaliaram a influência da posição da ferramenta, através da variação da penetração da ferramenta em uma solda sobreposta entre o AA6060 e o Ti6Al4V. A Figura 66 mostra a força de apoio resultante da variação da penetração da ferramenta. Nas regiões onde houve o contato da ferramenta na chapa de Ti, ocorreu uma variação da força de apoio. Na região onde não houve o contato, a força não apresentou variação.

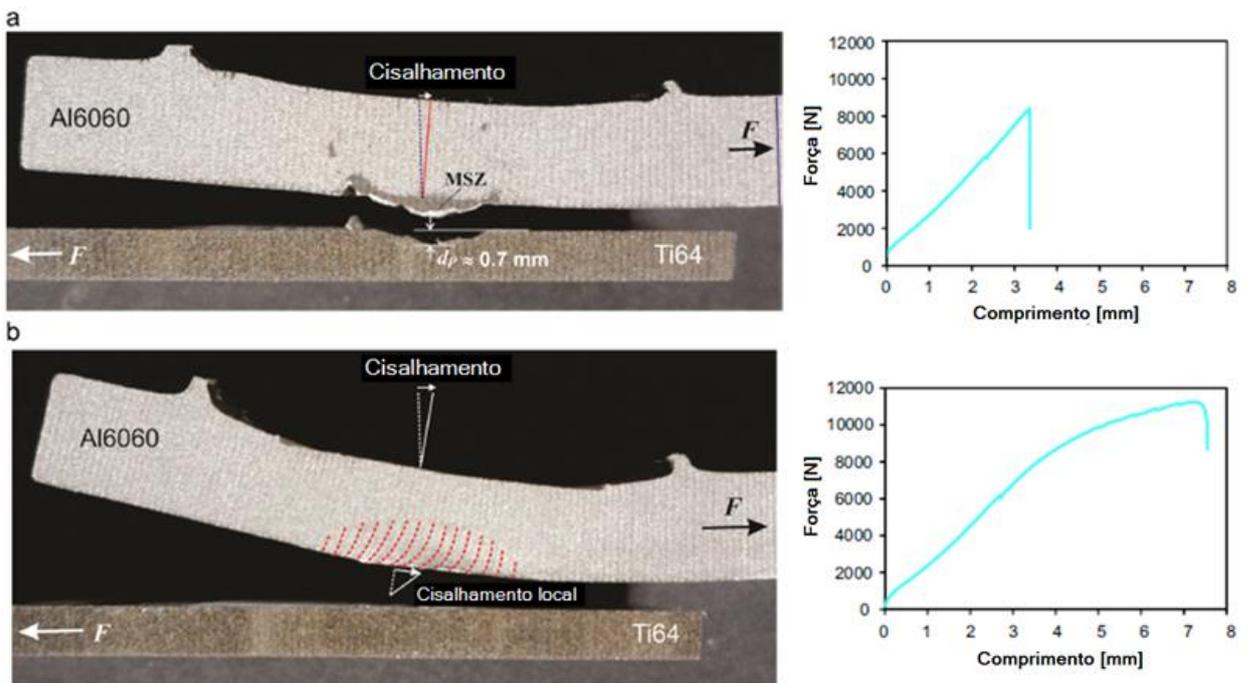
Figura 66 - Variação da penetração da solda e a força de apoio em função do tempo



Fonte: Chen e Yazdanian, 2015

Foi observado que as soldas, onde a ferramenta não tocou na chapa de titânio, porém muito próxima, apresentou resultados melhores se comparado as soldas onde o pino tocou na chapa. A Figura 67 ilustra em a) o corpo de prova com uma profundidade de aproximadamente 0,7 mm de penetração, em b) o corpo de prova sem penetração e em c) os respectivos resultados do ensaio de cisalhamento. Através dos gráficos, foi observado que a força de cisalhamento necessária para romper o corpo de prova, onde o pino não tocou a chapa de titânio, foi aproximadamente 3 kN maior comparado ao teste onde houve o contato da ferramenta com a chapa de titânio.

Figura 67 - Corpo de prova do teste de cisalhamento e a curva de força por deslocamento: a) $d_p = 0.7$ mm; b) $d_p = 0$



Fonte: Chen e Yazdanian, 2015

Chen e Yazdanian (2015) verificaram uma fina camada de $TiAl_3$ formado nos testes, onde a penetração da ferramenta coincidia com a chapa de Ti. Nesta condição, foram observados resultados melhores se comparados aos testes onde houve o contato com a chapa de Ti, porém inferiores as soldas onde a ferramenta foi posicionada próxima da chapa de Ti, porém sem o contato.

2.4 PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL FATORIAL

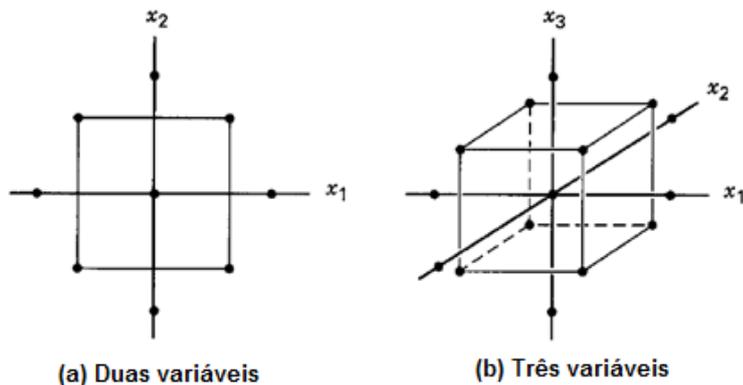
A utilização das técnicas de planejamento experimental é de extrema importância para que seja possível uma análise estatística adequada dos resultados. Através da escolha correta do modelo, o planejamento auxilia o pesquisador, por meio de ferramentas estatísticas, a relacionar as variáveis em estudos com seus devidos resultados.

Dentre os modelos, o planejamento experimental fatorial apresenta grande eficiência para relacionar experimentos que apresentem duas ou mais variáveis de entrada com as variáveis de saída. É recomendado na fase inicial de uma análise experimental para identificação dos fatores de maior importância para a variável de saída em estudo (MONTGOMERY, 2001).

O método consiste na avaliação de um determinado número de variáveis em determinado níveis onde o mais utilizado é o 2^k . A base representa a quantidade de níveis a serem avaliados enquanto o expoente representa o número de variáveis. Usualmente são utilizados apenas dois níveis, para que seja possível uma análise linear da resposta. A utilização de mais níveis implica num aumento significativo no número de testes.

Certos experimentos não apresentam uma resposta linear aos fatores em estudos, tornando a análise fatorial com apenas 2 níveis susceptível a interpretações erradas. Uma técnica utilizada é o acréscimo de um ponto central e pontos axiais, conhecidos como pontos estrelas fora do domínio dos níveis das variáveis. Esta adição de pontos possibilita o modelo representar respostas quadráticas, tornando-os mais robusto. Este método é chamado de planejamento composto central. A Figura 68 ilustra a representação de um planejamento composto central para 2 e 3 variáveis.

Figura 68 - Planejamento fatorial com ponto central



2.5 OTIMIZAÇÃO DE EXPERIMENTOS

A otimização de um experimento é a identificação da combinação dos parâmetros independentes que relacionem as respostas ótimas das variáveis dependentes de um processo.

Para a otimização entre duas variáveis, é indicado a otimização através da superposição das curvas de níveis para todas as respostas. Para mais de duas variáveis, a técnica de superposição não apresenta resultados claros, neste caso é indicado a utilização do método de otimização com restrições (CALADO e MONTGOMERY, 2003). Dentre os métodos de otimização com restrições, a proposta criada por Derringer e Suich (1980) apresenta a utilização da função chamada de *desirability*. Sua metodologia é utilizada no software STATISTICA para a otimização de variáveis em análise.

O método consiste em transformar cada variável dependente analisada em uma função chamada *desirability*, representado pela letra j . Esta função tem como resposta valores que variam de 0 a 1, onde 0 significa que a resposta está fora do aceitável e 1, que a resposta é a desejada. Desta forma, todas as variáveis relevantes são escolhidas e relacionadas a uma função geral, representada por J . A equação 7 mostra as variáveis dependentes j relacionadas em função da variável de parâmetros otimizados J . A variável m representa a quantidade de variáveis dependentes que são usadas para descrever a função.

$$J = (j_1 \cdot j_2 \cdot \dots \cdot j_m)^{\frac{1}{m}} \quad (7)$$

Quando o valor desejado para a função corresponde a um valor máximo, a estrutura da função é descrita conforme a equação 8, onde y representa a resposta, T o valor alvo da resposta e L o menor valor aceitável da resposta. O peso de cada variável é ajustado através da variável s .

$$j = \begin{cases} 0 & y < L \\ \left(\frac{y-L}{T-L}\right)^s & L \leq y \leq T \\ 1 & y > T \end{cases} \quad (8)$$

Caso o valor alvo da resposta seja um valor mínimo, a estrutura da função é descrita na equação 9. Neste caso a variável U representa o maior valor aceitável para a resposta. O peso é ajustado pela variável t .

$$j = \begin{cases} 1 & T < y \\ \left(\frac{U-y}{U-T}\right)^t & T \leq y \leq U \\ 0 & y > U \end{cases} \quad (9)$$

O valor desejado de uma função pode estar entre valores máximos e mínimos. Neste caso a função é chamada de bilateral *desirability*. A estrutura desta função é uma composição das equações 8 e 9, e é descrita na equação 10.

$$j = \begin{cases} 0 & y < L \\ \left(\frac{y-L}{T-L}\right)^s & L \leq y \leq T \\ \left(\frac{U-y}{U-T}\right)^s & T \leq y \leq U \\ 0 & y > U \end{cases} \quad (10)$$

3 METODOLOGIA

Neste estudo foi avaliada a junção tri-dissimilar entre as ligas de alumínio AA2024-T3 e AA7475-T6 com a liga de titânio Ti6Al4V. Foram analisados o comportamento superficial da junção, a eficiência da solda e o monitoramento dos esforços que envolveram o processo.

A caracterização da superfície foi avaliada através da medição da tensão residual pela técnica de furo cego e difração de raios X, e pela análise da microdureza superficial. Foi verificado na literatura que estes ensaios são os mais utilizados na avaliação da caracterização superficial em junções pelo processo de FSW.

A eficiência do limite de resistência da solda foi avaliada através do ensaio de tração e os resultados comparados a liga de alumínio AA2024, que corresponde ao metal base de menor limite de resistência. Hussein et. al. (2014) utilizou o mesmo ensaio para a comparação da solda tri-dissimilares entre ligas de alumínio e aço.

As forças de apoio, avanço, torque e temperatura foram monitoradas durante o processo, a fim de identificar e correlacionar os parâmetros aos resultados obtidos.

3.1 MATERIAIS UTILIZADOS

Os materiais utilizados para o estudo foram as ligas de alumínio AA2024-T4 e AA7475-T6, e a liga de titânio Ti6Al4V. Estas ligas apresentam grande utilização na indústria aeronáutica em chapas de revestimentos e estruturas. As chapas de alumínio tinham a espessura de 4 mm e a chapa de titânio 2 mm. A Tabela 4 ilustra a composição química de cada liga.

Tabela 4 - Composição química média das ligas utilizadas

Massa [%]	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
AA2024	0-0,5	0-0,5	3,8-4,9	0,3-0,9	1,2-1,8	0-0,1	0-0,25	0-0,15
AA7475	0-0,10	0-0,12	1,2-1,9	0-0,06	1,9-2,6	0,18-0,25	5,2-6,2	0-0,06

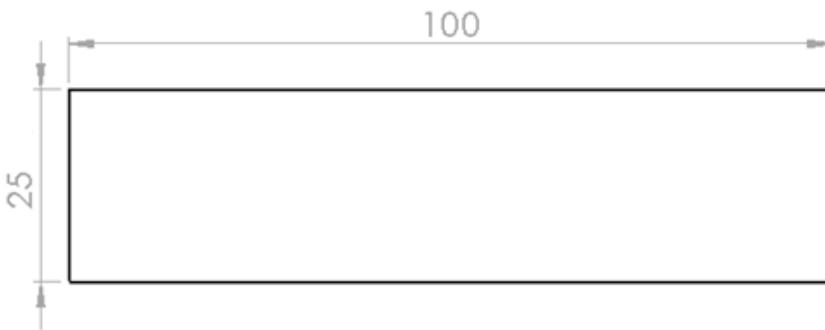
Massa [%]	Fe	C	N	O	H	V	Al	Ti
Ti6Al4V	0-0,4	0-0,1	0-0,05	0,08-0,2	0-0,015	3,5 – 4,5	5,5 – 6,75	Balanceado

Fonte: The Aluminum Association, 2015 e Boyer e Welsch, 1994

3.2 PREPARAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA

As placas de alumínio foram cortadas nas dimensões de 25 mm por 100 mm. Na região de contato entre as placas, foi realizado o corte por jato de água. A região de contato com o dispositivo foi cortada por a guilhotina. A Figura 69 ilustra as dimensões do corte.

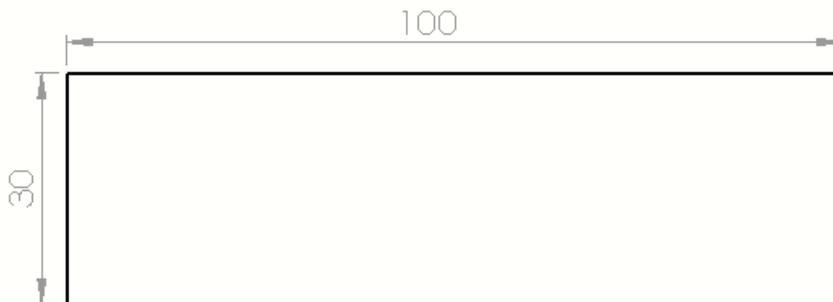
Figura 69 - Dimensões das chapas de alumínio



Fonte: Autor

A placa de titânio foi cortada nas dimensões de 30 mm por 100 mm. O corte foi realizado através da técnica de jato de água. A Figura 70 mostra as dimensões do corte.

Figura 70 - Dimensões da chapa de Titânio Ti6Al4V



Fonte: Autor

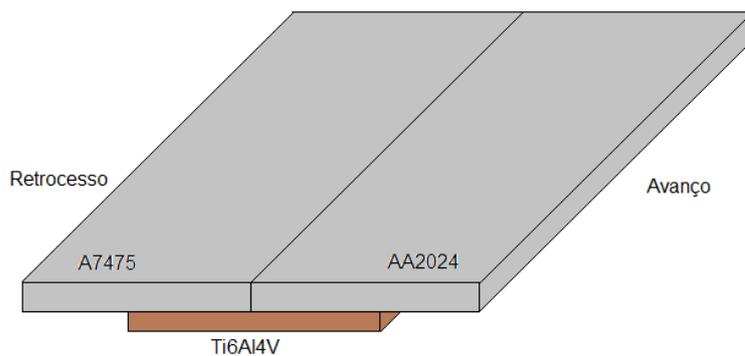
Estas medidas foram escolhidas para que fosse possível a utilização do dispositivo de fixação utilizado por Farias (2015). O dispositivo proporciona um melhor controle do posicionamento das chapas e otimização do processo de troca das chapas entre os ensaios.

3.3 FIXAÇÃO DAS CHAPAS

As chapas de alumínio foram fixadas formando uma solda de topo, enquanto que a chapa de titânio foi fixada abaixo das chapas de alumínio, formando uma solda sobreposta.

A posição das placas de alumínio foi disposta de forma a manter a liga AA2024 na posição de avanço e a liga AA7475 na posição de retrocesso conforme Figura 71.

Figura 71 - Esquema de disposição das chapas



Fonte: Autor

Para a fixação do arranjo das placas, foi utilizado o dispositivo ilustrado na Figura 72. Este dispositivo foi utilizado previamente por Farias (2015) no estudo do processo de FSW em placas de titânio.

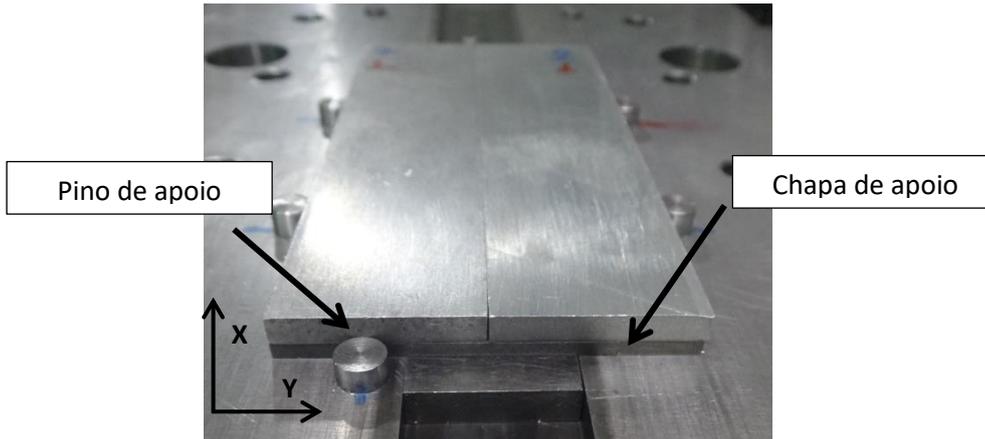
Figura 72 - Dispositivo de fixação do arranjo das chapas



Fonte: Autor

Seis pinos fixados na base do dispositivo garantiram a fixação das chapas nas direções X e Y. Duas chapas de apoio de dimensões de 10 mm por 100 mm foram colocadas em ambos os lados da placa de titânio, para impedir a movimentação da chapa na direção Y (Figura 73).

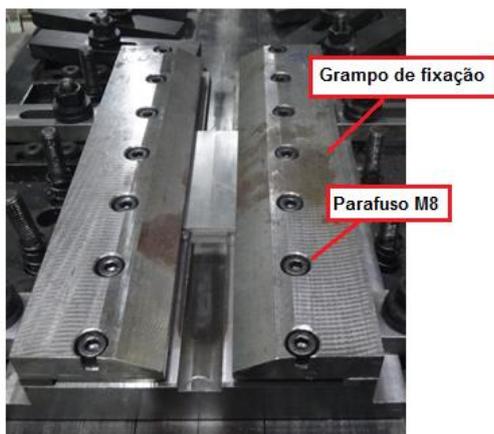
Figura 73 - Fixação das chapas por pino



Fonte: Autor

Grampos em ambos os lados fixaram as chapas de maneira a impedir a movimentação na direção vertical mostrado na Figura 74. Cada grampo foi fixado por 7 parafusos M8.

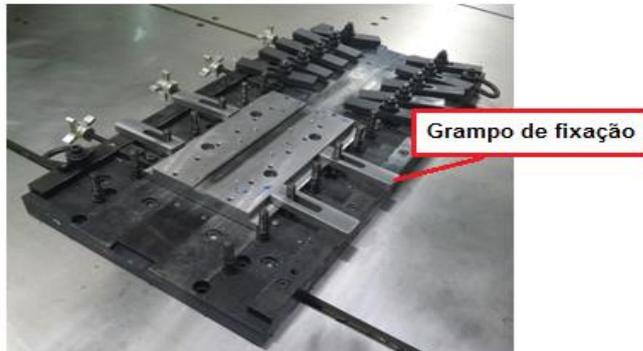
Figura 74 - Grampos impedem o movimento vertical



Fonte: Autor

A fixação do dispositivo na base da máquina de solda foi feita por meio de 4 grampos dispostos dois a dois conforme a Figura 75.

Figura 75 - Fixação do dispositivo na base da máquina de FSW

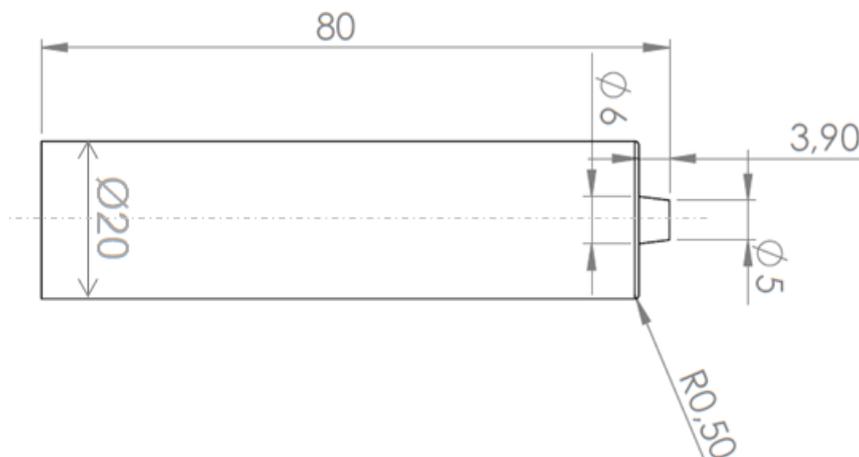


Fonte: Autor

3.4 PREPARAÇÃO DA FERRAMENTA

A ferramenta foi confeccionada com aço ferramenta H13, nas dimensões de 20 mm de diâmetro de ombro, por 80 mm de comprimento. Este material é utilizado na junção de FSW para ligas de alumínio. Aonuma e Nakata (2011) utilizaram o mesmo material para a solda entre alumínio e titânio. O pino apresentou um diâmetro de 5 mm na ponta e 6 mm em sua base e o comprimento foi de 4,0 mm. As dimensões foram baseadas nas dimensões utilizadas na literatura para ligas de alumínio e titânio e para as espessuras das chapas utilizadas. A Figura 76 ilustra as dimensões da ferramenta. Segundo Krasnowshi et al. (2015), ferramentas com pino rosqueado e ombro com ranhuras apresentam melhor resultado de microdureza comparado a uma ferramenta simples, contudo devido a limitações no processo de construção da ferramenta, optou-se por um perfil simples de ombro e pino.

Figura 76 - Desenho da ferramenta



Fonte: Autor

Após a usinagem da ferramenta, foi realizado o processo de tempera à vácuo e revenido e, em seguida, a ferramenta foi então submetida à nitretação. Estes tratamentos são recomendados para evitar o desgaste da ferramenta. Foram confeccionadas 15 ferramentas para o estudo. A Figura 77 ilustra a ferramenta no estado final.

Figura 77 - Ferramenta após os tratamentos



Fonte: Autor

3.5 PARÂMETROS DE ENSAIO

Para o experimento, foi utilizado um planeamento composto central rotacional com cinco réplicas no ponto central. Foram utilizadas três variáveis independentes com dois níveis de variação. Os parâmetros e seus níveis encontram-se na Tabela 5.

Tabela 5 - Parâmetros do ensaio

Parâmetro	Unidade	Nível Mínimo	Nível Máximo
Rotação	[RPM]	1300	1500
Avanço	[mm/s]	20	40
Ângulo da ferramenta (<i>Tilt</i>)	[°]	1	3

Fonte: Autor

Os parâmetros selecionados foram obtidos de testes onde variou se a rotação entre 1000 á 1700RPM, avanço entre 10 á 65 mm/s e ângulo de 1 e 2°. Dentro dos resultados do teste, foi selecionado o melhor resultado e este foi considerado o ponto central do planeamento experimental. Deste ponto foram calculados os demais pontos.

Desta forma, o planejamento completo foi constituído de vinte ensaios, detalhados na Tabela 6. No momento da execução do ensaio, a ordem foi aleatorizada para que se evitasse qualquer tendência dos resultados. Os ensaios 1 ao 8 representam um planejamento fatorial cúbico, onde os parâmetros são variados entre os níveis máximo e mínimo. Os ensaios 9 ao 12 representam os pontos extremos, com parâmetros com valores extrapolados, e os ensaios 15 ao 20 são os pontos centrais replicados.

Tabela 6 - Planejamento central composto com os parâmetros de ensaio

Ensaio	Corpo de prova	Rotação (n) [RPM]	Avanço (f) [mm/min]	Ângulo (α) [°]
1	25	1100	20	1
2	7	1500	20	1
3	24	1100	40	1
4	8	1500	40	1
5	10	1100	20	3
6	9	1500	20	3
7	17	1100	40	3
8	22	1500	40	3
9	26	1300	30	0,3
10	23	1300	30	3,7
11	11	1300	13,2	2
12	13	1300	46,8	2
13	20	963,6	30	2
14	12	1636,4	30	2
15	15	1300	30	2
16	14	1300	30	2
17	16	1300	30	2
18	19	1300	30	2
19	18	1300	30	2
20	21	1300	30	2

Fonte: Autor

A análise estatística dos resultados foi feito por meio do software STATISTICA, versão 12 da empresa Statsoft Inc.

3.6 EXECUÇÃO DO ENSAIO

A solda foi realizada nas dependências do Instituto de Pesquisas Tecnológicas (IPT) de São José dos Campos, utilizando a máquina da Manufacturing Technology, Inc. A máquina possui cinco eixos, volume de trabalho de 2000 mm x 1500 mm x 800 mm, carga máxima axial de 80 kN, rotação máxima de 3000 RPM e avanço máximo de 3000 mm/min. Na Figura 78 é ilustrada a máquina utilizada.

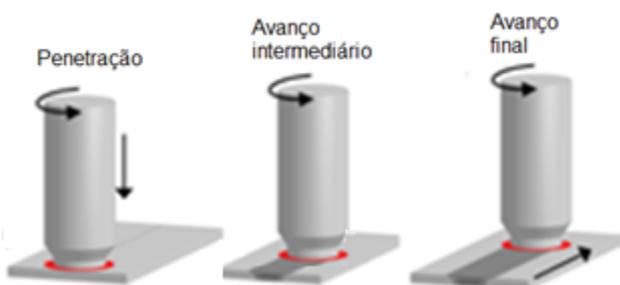
Figura 78 - Máquina de FSW do IPT de São José dos Campos.



Fonte: Autor

O processo de solda foi dividido em três etapas mostradas na Figura 79. No item (a), a penetração, em (b), o avanço intermediário e, em (c), o avanço final.

Figura 79 - Esquema das etapas do processo de solda



Fonte: Autor “adaptado de Mishinini”, 2010

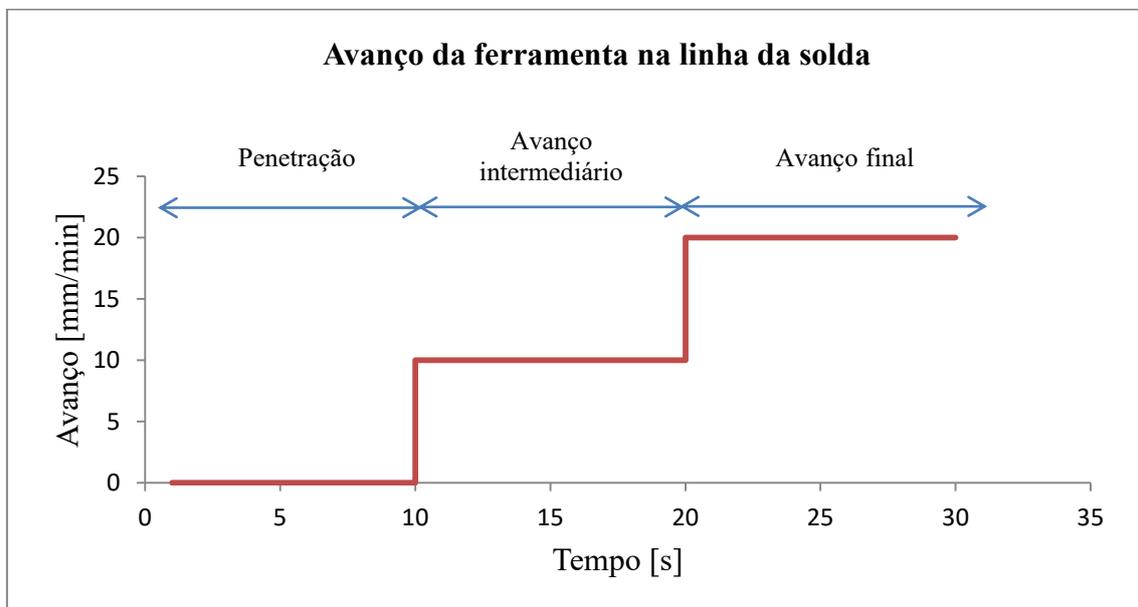
A primeira etapa consistiu na penetração da ferramenta, onde apenas o movimento vertical atuou com um avanço vertical de 1 mm/min. Nesta etapa, é recomendado avanços

pequenos para evitar defeitos na solda ou mesmo danificar o pino da ferramenta. A rotação e o ângulo variaram de acordo com os parâmetros do ensaio.

A segunda etapa consistiu no início do movimento horizontal. Foi utilizado um avanço intermediário de 10 mm/min nesta região. A distância horizontal percorrida até atingir o regime de trabalho foi de 10 mm e a rotação e o ângulo variaram de acordo com os parâmetros do ensaio. O avanço intermediário é usado para que não haja a formação de defeitos decorrente de um início do movimento horizontal abrupto.

A terceira etapa consistiu-se na solda seguindo todos os parâmetros de ensaio. A Figura 80 mostra a variação do avanço horizontal ao longo do ensaio.

Figura 80 - Avanço da ferramenta no sentido da linha da solda – Movimentação horizontal

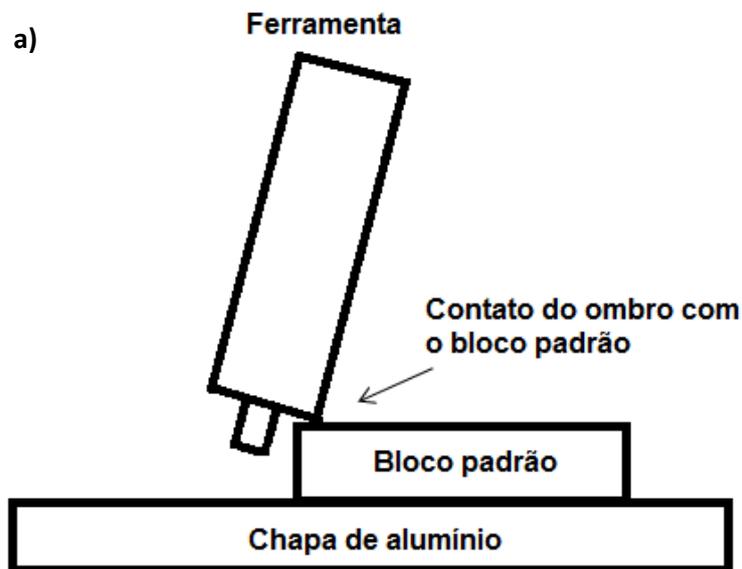


Fonte: Autor

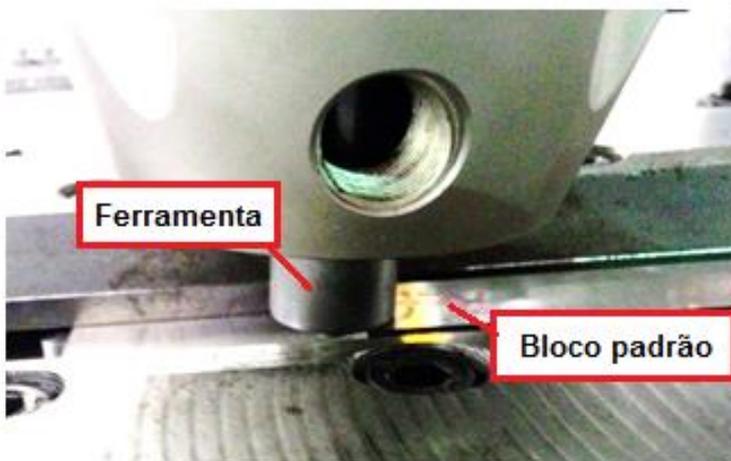
A cada ensaio foram verificadas as condições da ferramenta. Detectada a alteração de mais de 1 mm no comprimento ou do diâmetro do pino, a ferramenta foi substituída.

A calibração da altura da ferramenta foi realizada no início de cada ensaio para compensar qualquer variação da espessura das chapas. Para isso, foi utilizada uma peça padrão com medidas conhecidas. A peça padrão foi posicionada acima das chapas de alumínio, já fixadas, e o contato do ombro da ferramenta com a peça padrão foi a referência utilizada. A utilização do ombro como referência é indicada para que seja garantido o contato do ombro nas chapas a serem soldadas. A Figura 81 ilustra o processo de calibração.

Figura 81 - Calibração da ferramenta. Em (a) esquema da calibração e (b) calibração da ferramenta.



b)



Fonte: Autor

3.7 MEDIÇÃO DOS ESFORÇOS DE SOLDA

Os esforços envolvidos na solda foram medidos com a célula de carga presente na máquina de FSW. Foram coletadas as forças de apoio, de avanço e o torque, durante todo o processo da solda.

3.8 MEDIÇÃO DA TEMPERATURA

A temperatura superficial do processo foi medida com a câmera térmica Flir T450sc. A câmera foi posicionada a uma distância entre 40 a 50 cm da região da solda na parte posterior do mesmo sentido da solda, conforme Figura 82.

Figura 82 - Posicionamento da câmera para a medição da temperatura do processo

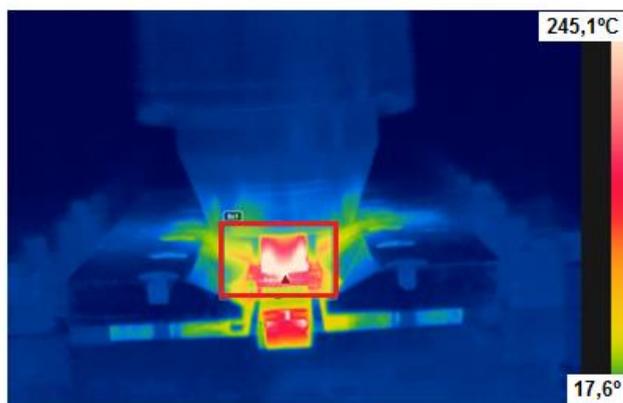


Fonte: Autor

Os dados obtidos foram tratados por meio do software Flir Tools®. A partir da análise foi possível identificar, na superfície das chapas, as temperaturas envolvidas no processo.

A análise da temperatura foi feita com a média das máximas temperaturas gravadas durante intervalo de tempo em estudo. A Figura 83 ilustra a imagem captada pela câmera e tratada no software. O destaque em vermelho mostra a área utilizada pelo software para a medição da máxima temperatura em função do tempo.

Figura 83 - Software Flir tool para tratamento da imagem de temperatura



Fonte: Autor

3.9 ANÁLISE DE TENSÃO RESIDUAL DO LADO INFERIOR

A análise de tensão residual superficial foi medida com o difratômetro de raios X do laboratório de materiais da FEI. O difratômetro utilizado foi da marca Shimadzu modelo XRD-7000, ilustrado na Figura 84. As medições utilizaram o tubo de Cobre com filtro de Níquel, indicado para medições em Titânio. O fator K utilizado foi $-25,45 \text{ kg/mm}^2/\circ$ com ângulo de $141,7^\circ$.

Figura 84 - Difratômetro de raios X XRD-7000 Shimadzu do laboratório de materiais da FEI



Fonte: Autor

As medições foram realizadas no lado inferior do corpo de prova, na região da placa de titânio. Todas as medidas foram realizadas no sentido longitudinal da soldagem. A Figura 85 ilustra o posicionamento da medição no sentido longitudinal.

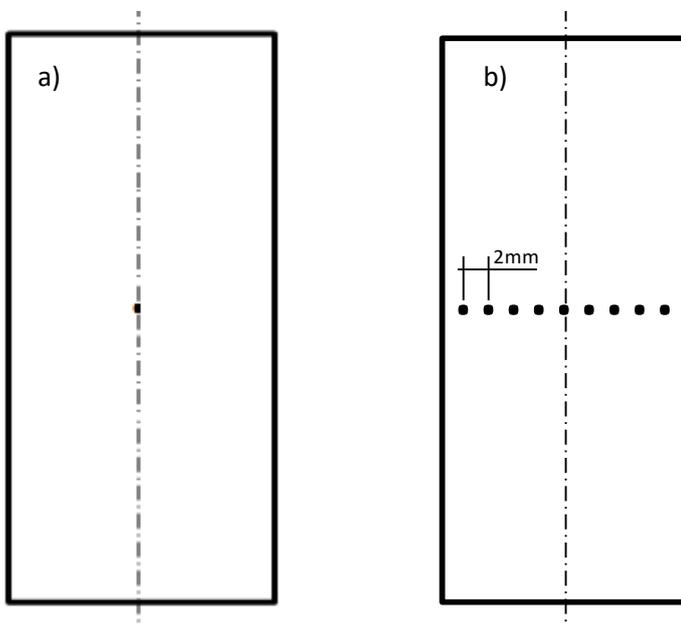
Figura 85 - Posicionamento longitudinal da medição da tensão residual



Fonte: Autor

Foram realizados dois tipos de medições. Em todos os corpos de prova, a região central da solda foi medida, e nos corpos de prova 8 e 17, o perfil transversal foi medido. A Figura 86 a) ilustra a posição onde foram medidos o ponto central e o item b) a posição dos pontos na região transversal. Para o posicionamento foi utilizado uma mesa de coordenadas com deslocamento de 25 mm. A escolha dos corpos de prova para o perfil transversal foi baseado na temperatura obtida. No corpo de prova 8, foi medida a maior temperatura e no corpo de prova 17, foi medida uma temperatura média em relação a todos os ensaios.

Figura 86 - Disposição dos pontos de medição: a) na região central e b) no perfil transversal



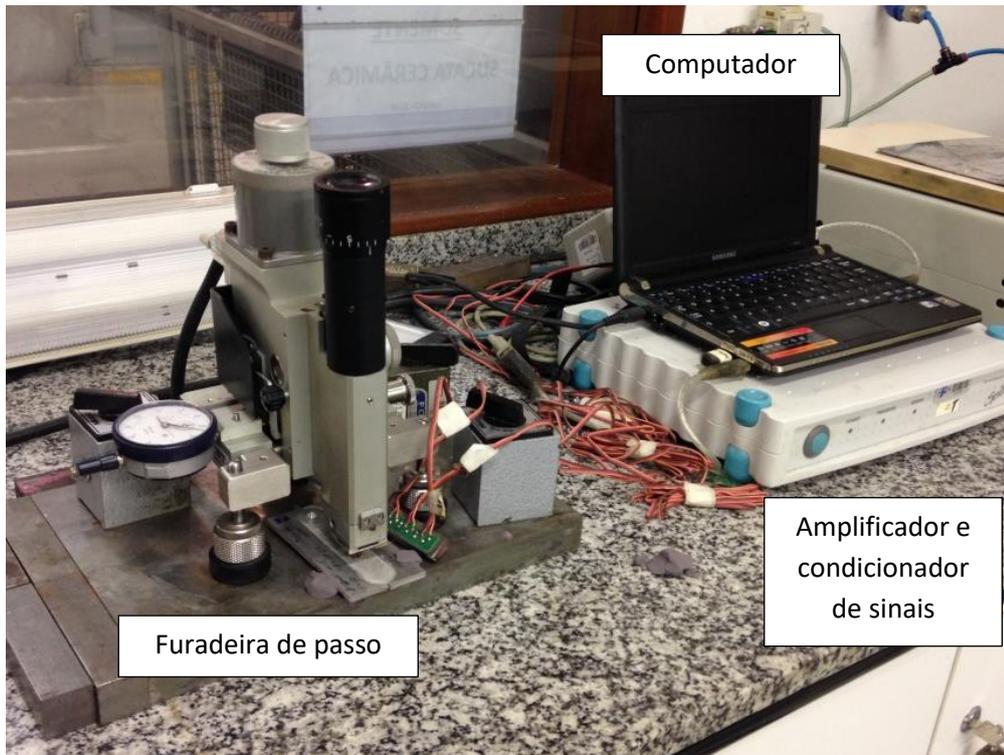
Fonte: Autor

3.10 ANÁLISE DE TENSÃO RESIDUAL DO LADO SUPERIOR

A análise da tensão superficial do lado superior foi feita com a técnica do furo cego, pois devido a imperfeições superficiais resultantes da solda, a técnica por difratometria de raios X não foi possível. Para a uniformização da região da solda, foi aplicada uma fina camada de resina auto polimerizante composto de copolímero metil etil metacrilato, pigmentos e peróxido.

A medição utilizou rosetas de extensômetros da marca Excel tipo PA-13-060RF-120L. A furadeira de passo utilizada foi da marca SINT, modelo MTS 3000 (Figura 87) com uma broca de 1,8 mm de diâmetro. Para evitar que o desgaste da broca interferisse nas medições, a cada quatro furos realizados, a broca era substituída.

Figura 87 - Furadeira de passo para ensaio de furo cego



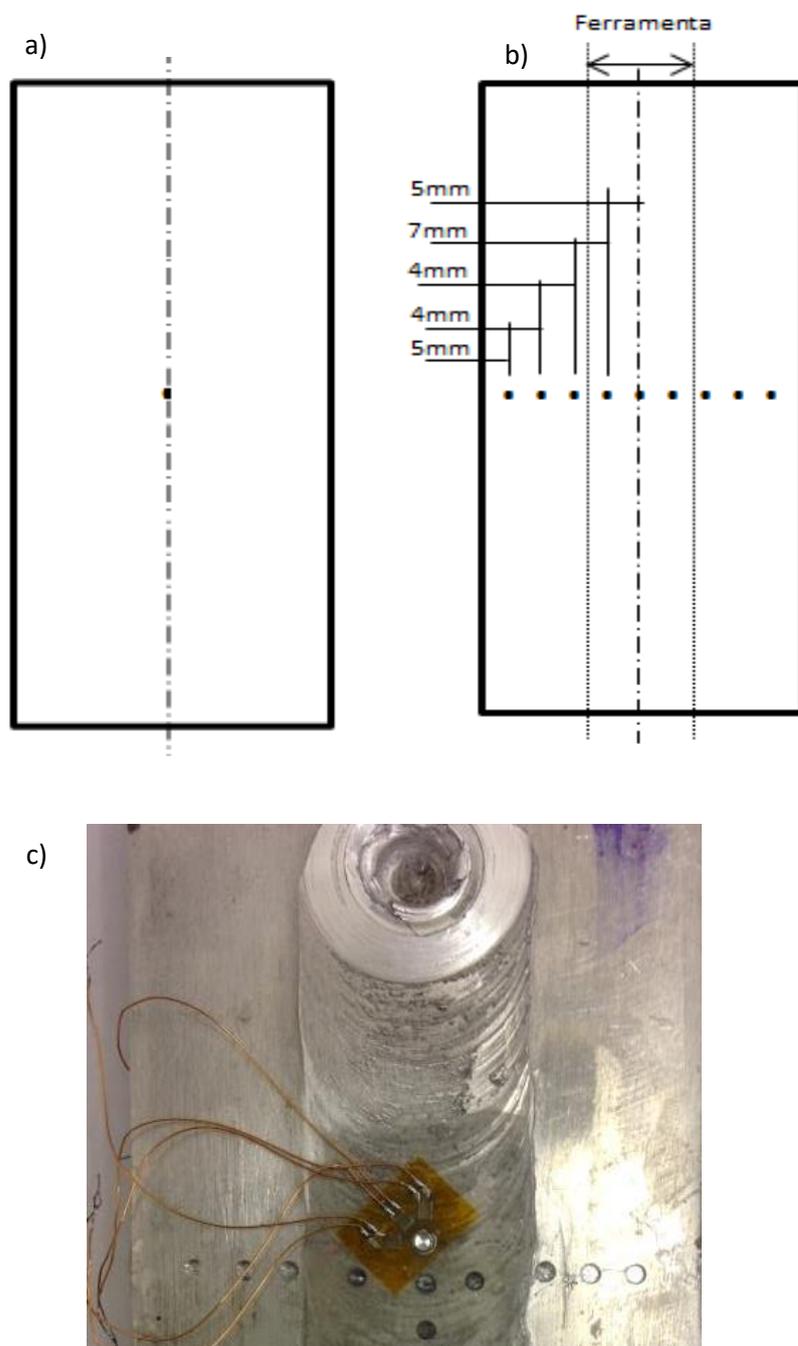
Fonte: Autor

Inicialmente foi realizada uma furação até que a broca perfurasse a resina e atingisse o corpo de prova. A partir deste ponto, uma penetração de 0,3 mm foi assumida para a eliminação da camada de rebarba resultante do processo de solda.

Após o processo de preparação do furo, a medição foi realizada até uma penetração de 0,6 mm, com intervalos de 0,03 mm. Os dados foram coletados por meio do software *Residual Stress Measurement System* versão 5.3.1 e tratados no software Hdrill versão 3.01, onde foi utilizado o modo integral para o cálculo das tensões nas direções longitudinal da linha da solda.

A tensão residual na linha da solda foi medida para todos os corpos de prova. O item (a) da Figura 88 mostra a região onde a tensão foi medida. Nos corpos de prova 8 e 17 foram medidos o perfil transversal em 9 pontos distanciados conforme item (b) da Figura 88. O item (c) da Figura 88 ilustra os pontos de furação para o perfil transversal e o extensômetro fixado na região da linha da solda.

Figura 88 - Esquema de posição dos extensômetros: a) ponto de medição na linha da solda e b) pontos de medição do perfil transversal e c) extensômetro fixado na chapa de alumínio

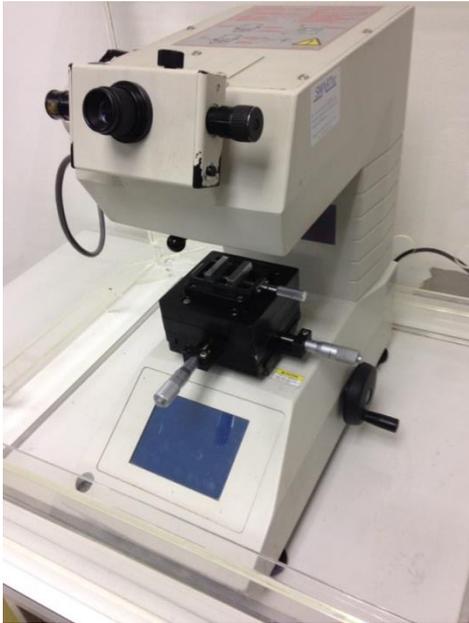


Fonte: Autor

3.11 ANÁLISE DE MICRODUREZA

A medição da microdureza foi realizada com o microdurômetro da marca Shimadzu modelo HMV-2 (Figura 89). Foi utilizada a microdureza Vickers, com uma carga de 4,903 N.

Figura 89 - Microdurômetro HMV-2 do laboratório de materiais da FEI

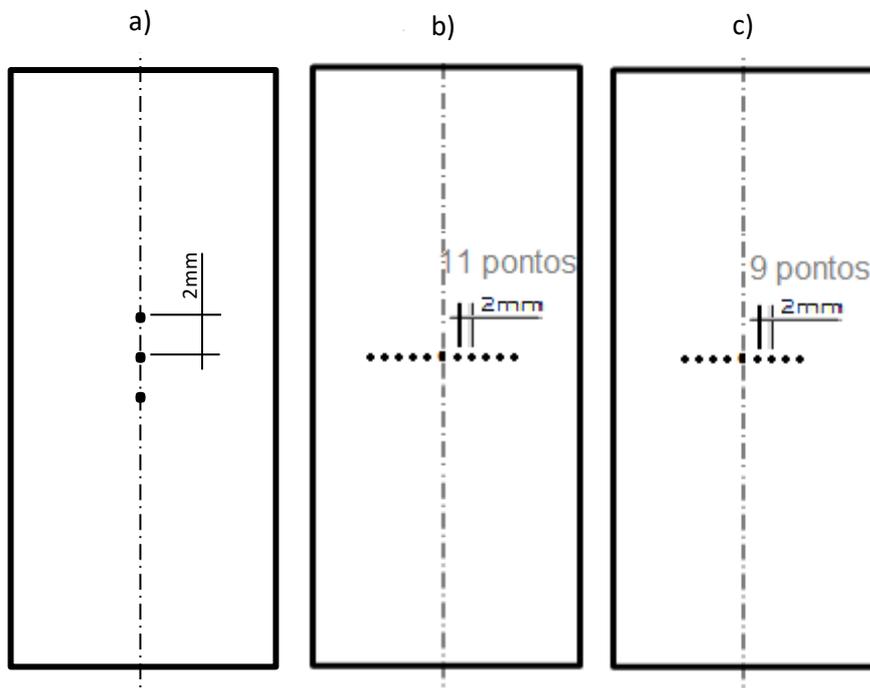


Fonte: Autor

A microdureza foi avaliada na linha da solda de todos os corpos de prova na região superior e inferior da solda. Foram realizadas três medições mostradas no item (a) da Figura 90. Para a análise estatística, foi utilizada a média dentre estas medidas.

O perfil transversal na superfície em função da distância da linha de solda foi avaliado nos corpos de prova 8 e 17, na região superior e inferior da solda. Foram realizadas 11 medições distanciados de 2 mm entre cada ponto para o lado do alumínio e 9 pontos para o lado do titânio. A seleção dos corpos de prova foi baseada no valor da temperatura monitorada durante o processo. O corpo de prova 8 apresentou a maior temperatura dentre os ensaios e o corpo de prova 17 apresentou temperatura próximo da média geral. A disposição dos pontos de medição é mostrada na Figura 90, nos itens (b) e (c).

Figura 90 - Disposição dos pontos de medição: a) na linha da solda; b) no perfil transversal da chapa de alumínio e c) no perfil transversal da chapa de titânio



Fonte: Autor

Devido a irregularidades da superfície da região soldada, foi necessário o lixamento e polimento das amostras na região de medição. O lixamento foi realizado com uma lixa de fita de granulometria número 220. Nesta etapa, foram retiradas as irregularidades e rebarbas provenientes do contato do ombro com a chapa. Para o polimento da região, foi utilizada uma lixa d'água com granulometria de número 600. A Figura 91 mostra o corpo de prova após o tratamento da superfície.

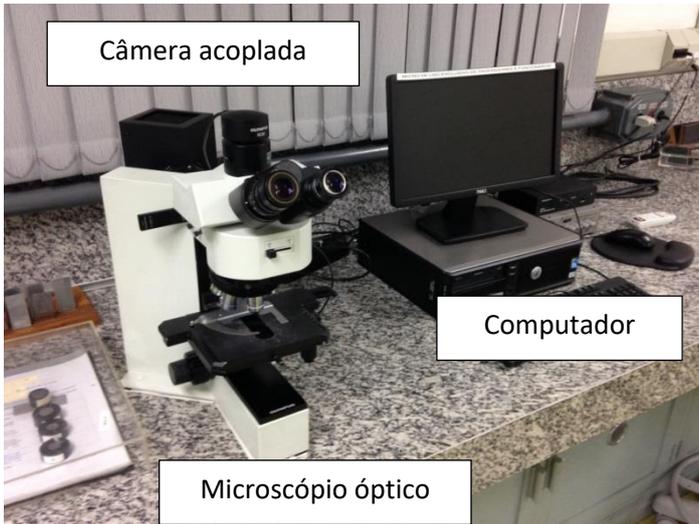
Figura 91 - Corpo de prova com tratamento na superfície para ensaio de microdureza



Fonte: Autor

A medição da microdureza foi realizada no microscópio Olympus BX60M acoplado com câmera Olympus SC30. Para a medição e o cálculo da microdureza, foi utilizado o software AnalySIS versão 5.1 da Olympus Soft Imaging Solutions GmbH (Figura 92).

Figura 92 - Microscópio para medição da microdureza acoplado com câmera



Fonte: Autor

3.12 ENSAIO DE TRAÇÃO

Os corpos de prova foram cortados com o processo de eletroerosão a fio na Oficina Mecânica do Departamento de Mecânica do Centro Universitário FEI. A Figura 93 ilustra o processo de corte.

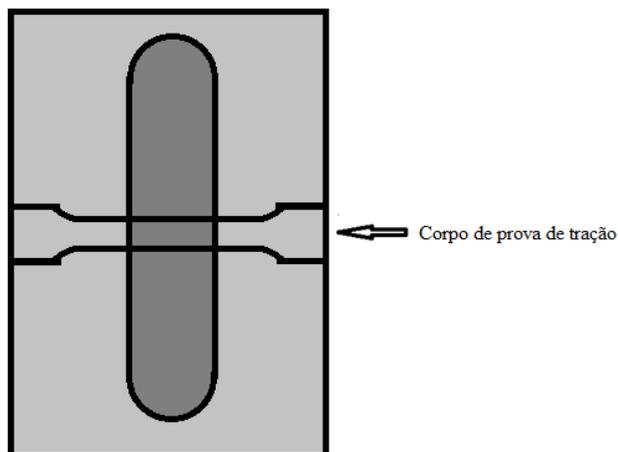
Figura 93 - Corte do corpo de prova de tração por eletroerosão a fio



Fonte: Autor

O corte do corpo de prova foi realizado na região transversal da linha de solda, ilustrada na Figura 94.

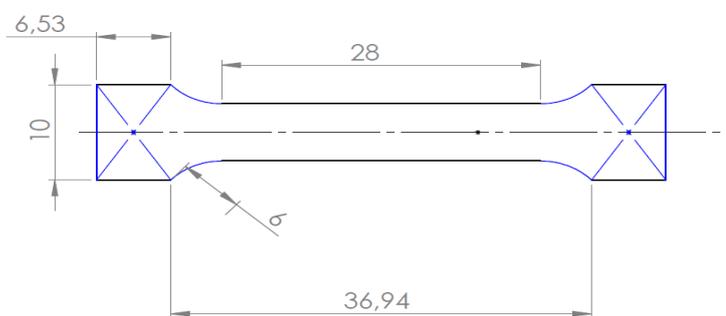
Figura 94 - Esquema do corte do corpo de prova de tração



Fonte: Autor

As medidas do corpo de prova seguiram a norma ASTM E8/E8M-15A. A cabeça do corpo de prova foi reduzida para se adaptar ao tamanho das chapas soldadas e foram retirados dois corpos de prova de tração de cada chapa. Na Figura 95 são mostradas as medidas do corpo de prova.

Figura 95 - Vista superior do corpo de prova de tração

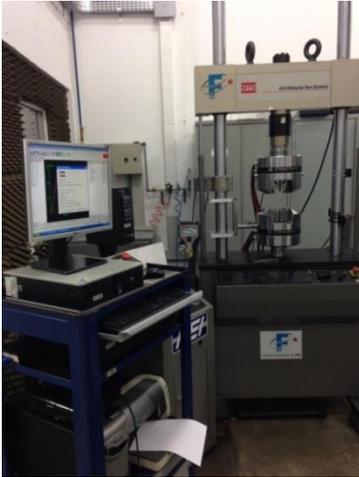


Fonte: Autor

Para o ensaio de tração foi utilizada a máquina da marca *Material Test System* MTS 810 (Figura 96). A velocidade do ensaio foi de 2 mm/min, a mesma utilizada pela empresa

Embraer S/A na avaliação de soldas por FSW. O limite de resistência foi medido em todos os corpos de prova.

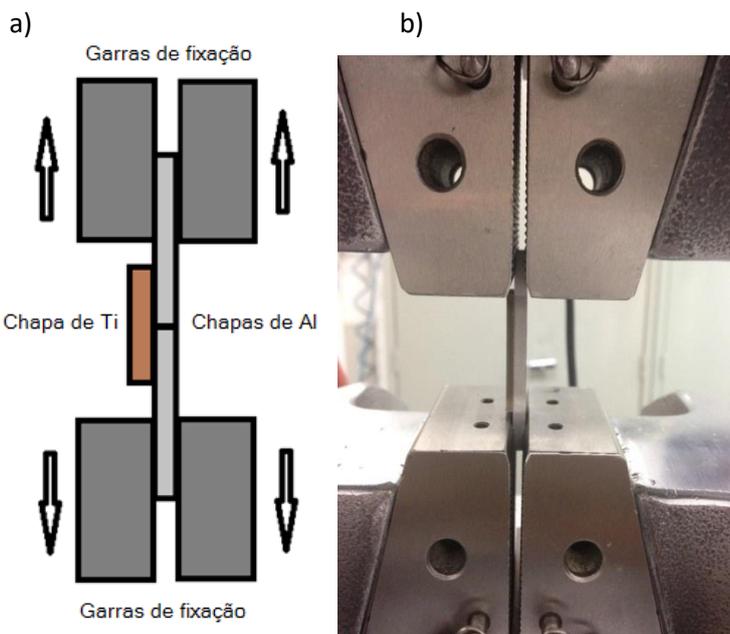
Figura 96 - MTS para ensaio de tração



Fonte: Autor

Além dos corpos de prova soldados, foram testados três corpos de prova das ligas de AA2024-T4 e AA7475-T6 sem processamento, para posterior comparação de eficiência da solda. O corpo de prova foi fixado nas chapas de alumínio, conforme mostrado na Figura 97.

Figura 97 - Fixação do corpo de prova de tração. Em (a) desenho esquemático e em (b) imagem do corpo de prova fixado na MTS.



Fonte: Autor

Devido a chapa de titânio soldada na região inferior das chapas de alumínio, o corpo de prova sob carga de tração apresentou um estado de sollicitação de flexão composta, e portanto, diferente do estado uniaxial preconizado no ensaio. Na literatura não há muito a respeito da avaliação de soldas por FSW em uma junção tri-dissimilar. Hussein et al. (2014) utilizou o mesmo ensaio para a medição da eficiência da solda tri-dissimilar entre ligas de alumínio AA5083 e AA6061 e aço. Apesar de não apresentar um ensaio normalizado, os resultados são comparativos entre si para a avaliação da qualidade e eficiência da solda.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados e discussões foram separados em tópicos de acordo com os parâmetros analisados. Inicialmente foi realizada uma inspeção visual, e nesta etapa foram identificados os defeitos vistos na literatura e analisadas as possíveis causas.

Em seguida foram avaliados os parâmetros monitorados e sua respectiva análise estatística, identificando os parâmetros independentes de maior relevância. Na terceira etapa, são expostos os resultados e discussões a respeito da análise superficial, mostrando os resultados obtidos da tensão residual e microdureza. Em seguida, é mostrada a avaliação da eficiência da solda por meio da comparação do limite de resistência das soldas e dos metais base e por fim um realizado estudo de otimização relacionando todas as variáveis dependentes avaliadas.

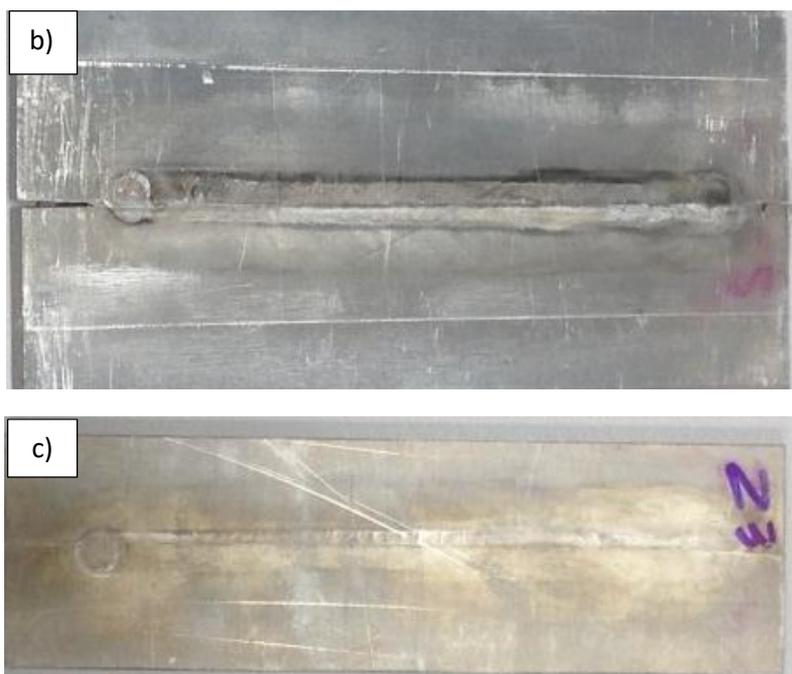
4.1 INSPEÇÃO VISUAL E IDENTIFICAÇÃO DE DEFEITOS

Uma inspeção visual foi realizada em todos os corpos de prova a fim de detectar defeitos usuais da solda por atrito tais como vazios, rebarbas ou trincas decorrentes do processo de solda.

Os corpos de prova 13 e 23 apresentaram o descolamento da chapa de titânio após o processo de solda. As imagens dos corpos de prova são demonstradas nas Figura 98 e Figura 99. Visualizando as imagens é possível verificar que não houve o contato da ferramenta na chapa de titânio, porém é visível a marcação da linha da solda na parte posterior das chapas de alumínio, assim como, na superfície da chapa de titânio, mostrados nos itens b e c das respectivas figuras.

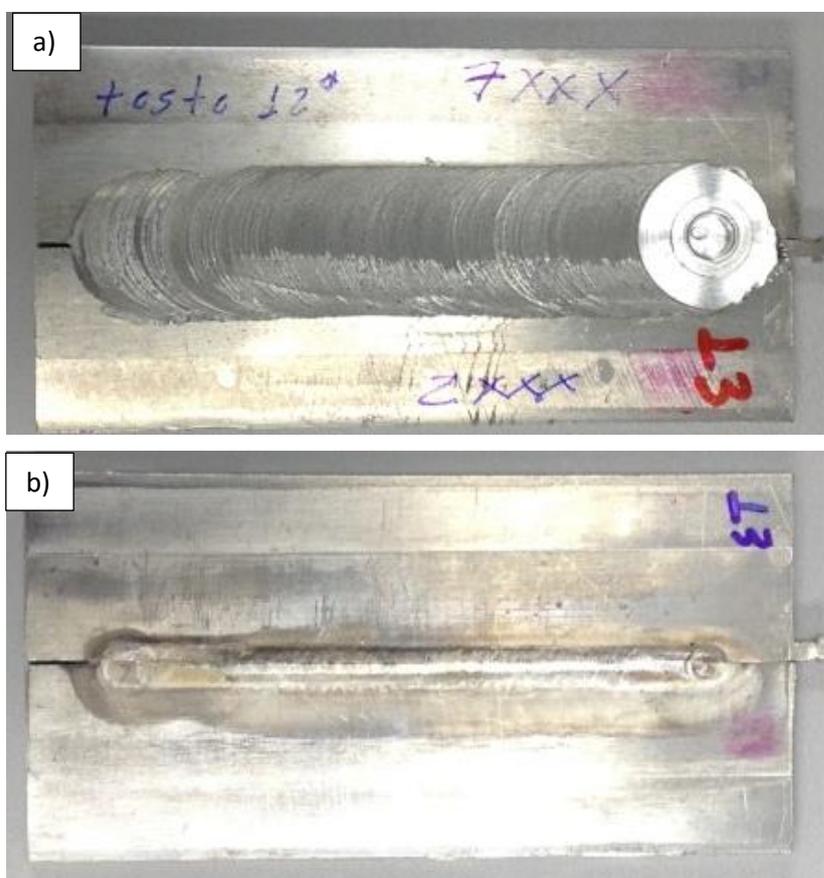
Figura 98 - Corpo de prova 23 com descolamento da placa de Ti, em: a) vista superior da solda; b) vista da chapa de alumínio na região de contato e c) vista da chapa de titânio na região de contato





Fonte: Autor

Figura 99 - Corpo de prova 13 com descolamento da placa de Ti, em: a) vista superior da solda; b) vista da chapa de alumínio na região de contato e c) vista da chapa de titânio na região de contato





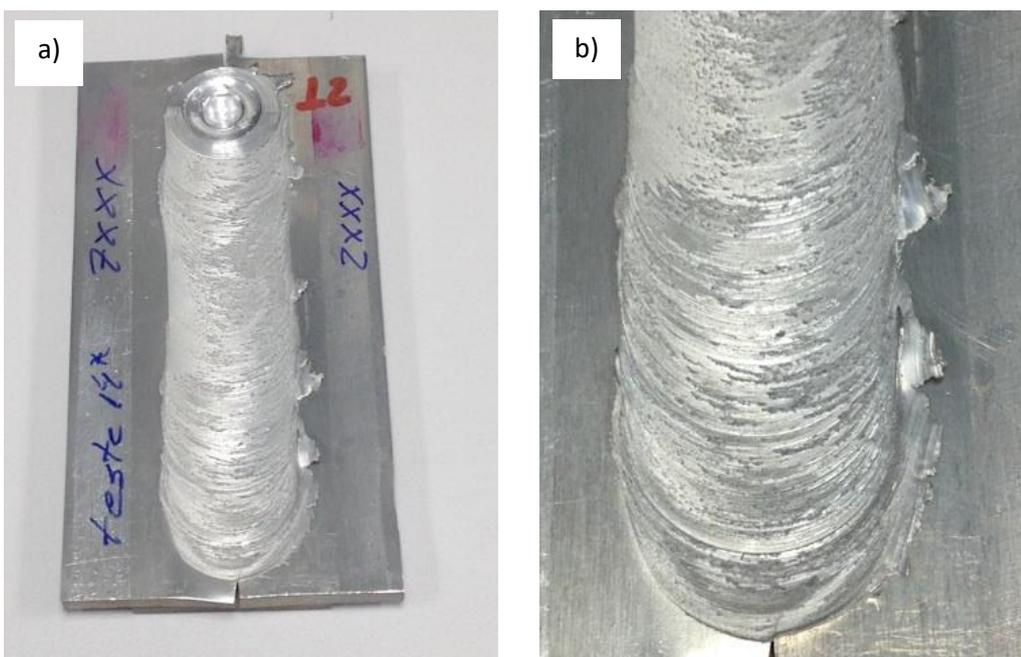
Fonte: Autor

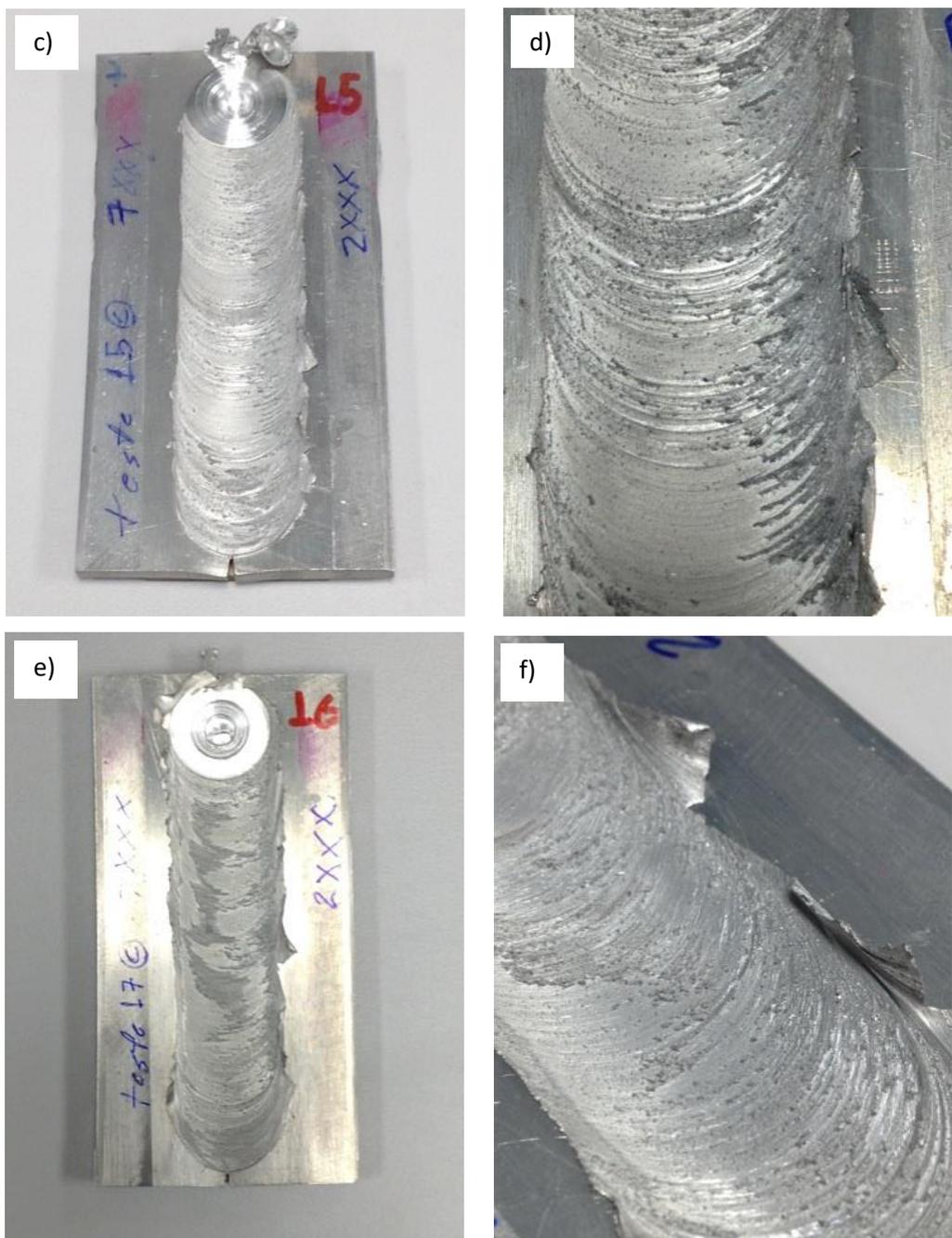
O corpo de prova 23 foi processado com ângulo de $3,7^\circ$. Devido ao método de calibração da ferramenta, quanto maior o ângulo de inclinação, menor é a penetração do pino na chapa de alumínio. Com isso, a penetração da ferramenta não foi o suficiente para a consolidação da junção da chapa de titânio.

No corpo de prova 13, o avanço de 46,83 mm/min foi muito elevado e pode ter sido esta a causa da junção não ser consolidada. Segundo Kim et al (2006), avanços elevados provocam o fornecimento insuficiente de calor, gerando uma solda com defeito.

A formação de rebarba foi encontrada na maioria dos corpos de prova no lado do avanço. Os corpos de provas 12, 15 e 16 apresentaram rebarba excessiva do lado do avanço ilustradas na Figura 100. A rebarba excessiva foi considerada quando sua dimensão apresentou medidas acima de 2 mm de largura.

Figura 100 - Rebarba excessiva do lado do avanço



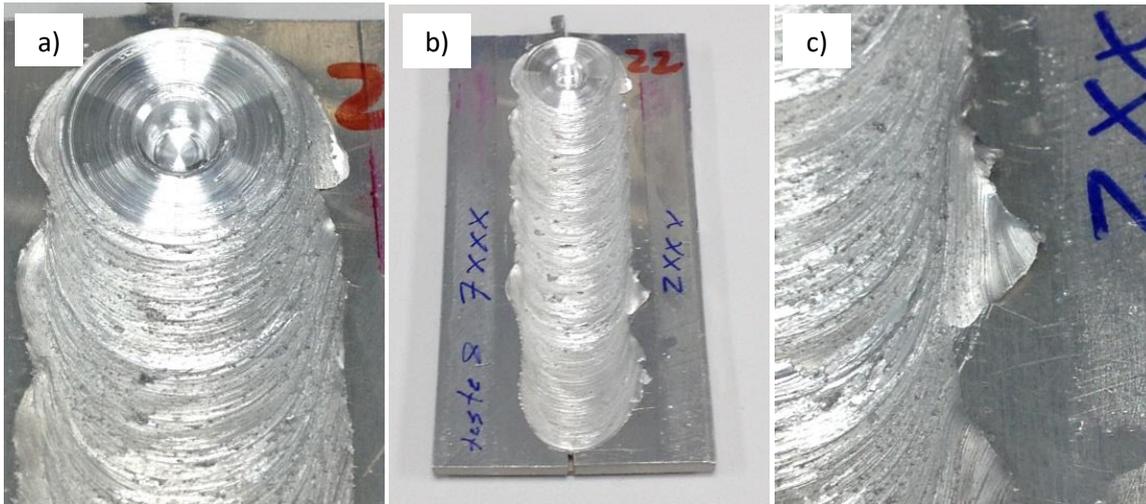


Fonte: Autor

O corpo de prova 12 (Figura 100 (a)) apresentou a rotação de 1636,4 RPM. Os corpos de prova 15 e 16 mostrados na Figura 100(b) e (c) são pontos com parâmetros centrais, com rotação de 1300 RPM, avanço de 30 mm/min e ângulo de 2°. Segundo Kim et al. (2006) a rebarba excessiva ocorre quando o calor fornecido ao processo é excessivo. Usualmente decorre de parâmetros com alta rotação, baixo avanço ou a combinação de ambos.

O corpo de prova 22 apresentou rebarba excessiva dos dois lados da solda (Figura 101). Os parâmetros do ensaio foram rotação de 1500 RPM, avanço de 40 mm/min e ângulo de 3°.

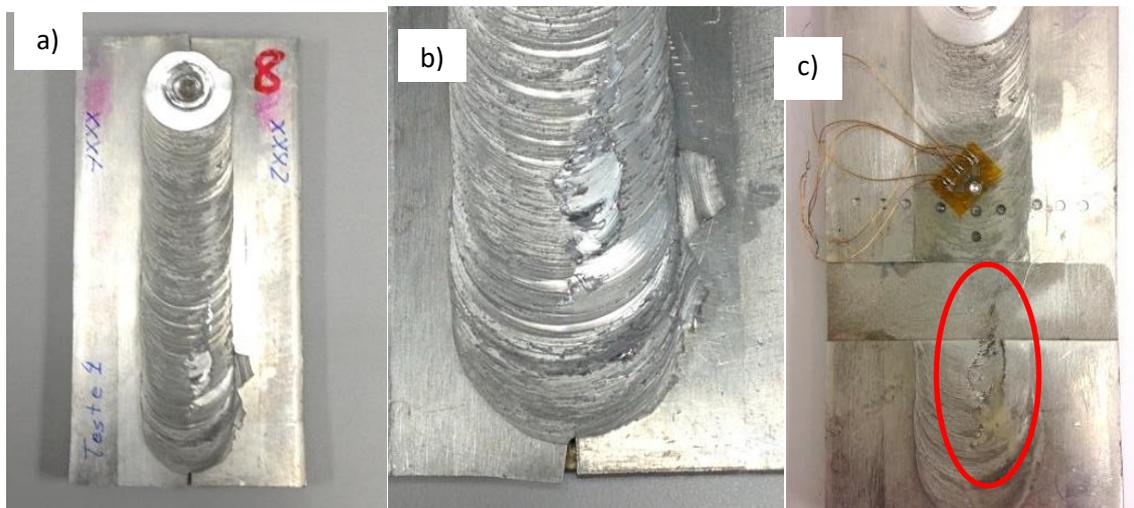
Figura 101 - Rebarba excessiva em ambos os lados da solda, em: a) rebarba excessiva do lado do retrocesso; b) imagem do corpo de prova 22 por inteira e c) imagem da rebarba excessiva do lado do avanço.



Fonte: Autor

Um defeito de vazio superficial foi encontrado no início da solda do corpo de prova 8 (Figura 102). Esta região corresponde à transição do avanço intermediário e final do ensaio. Os parâmetros do ensaio foram rotação de 1500 RPM, avanço de 40 mm/min e ângulo de 1°. Após o tratamento superficial para o ensaio de microdureza, foi possível verificar a existência de uma trinca abaixo da região do vazio superficial, ilustrado na Figura 102 no item (c) e indicada pelo destaque em vermelho. Kim et al. (2006) relacionam a formação de vazios à parâmetros inadequados de solda, ligados a rotação e avanço excessivo. No caso do corpo de prova 8, os parâmetros de rotação e avanço foram os de nível máximo do planejamento experimental.

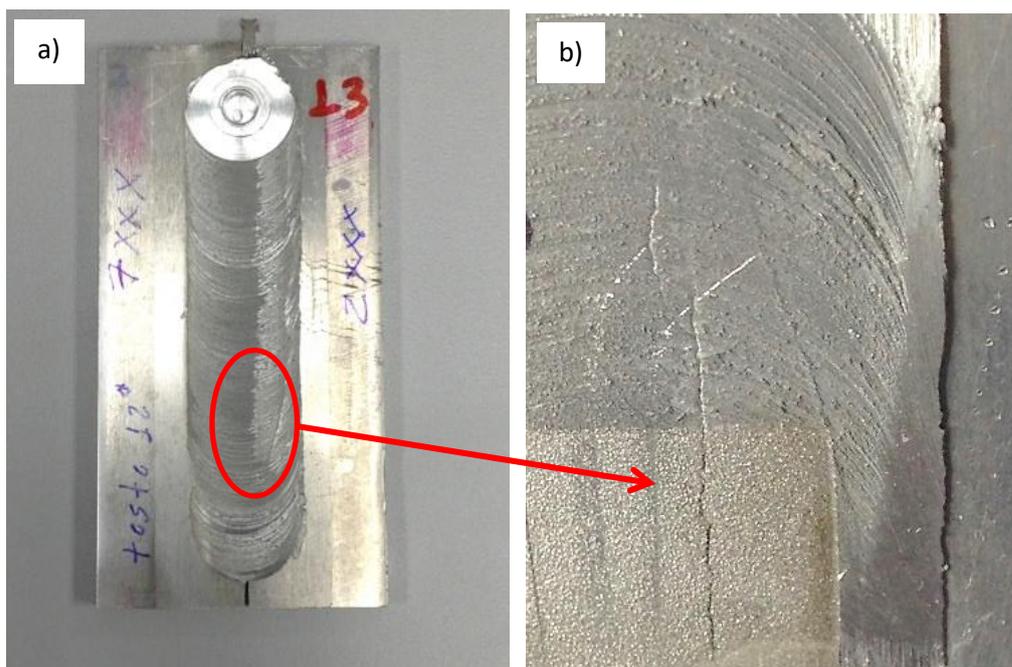
Figura 102 - Defeito de vazio superficial em: a) imagem do corpo de prova 8 por inteira; b) vazio superficial e c) trinca abaixo do vazio superficial



Fonte: Autor

No corpo de prova 13, após o tratamento superficial para a microdureza, também foi identificado uma trinca na solda, no lado do avanço, mostrada na Figura 103. Neste corpo de prova, o avanço foi de 46,83 mm/min, possivelmente, causando a formação de uma mistura inadequada, e ocasionando a formação da trinca.

Figura 103 - Trinca encontrada abaixo do acabamento da solda. Em a) visão geral e b) visão detalhada



Fonte: Autor

O corpo de prova 26 apresentou falta de contato do ombro na superfície das chapas de alumínio (Figura 104). Este ensaio apresentou o menor ângulo do planejamento experimental, de $0,32^\circ$. Devido ao baixo ângulo, a penetração do ombro na chapa de alumínio foi inadequada, ocasionando um fluxo irregular do metal plastificado na superfície e atingindo baixa temperatura, resultando em uma mistura inadequada.

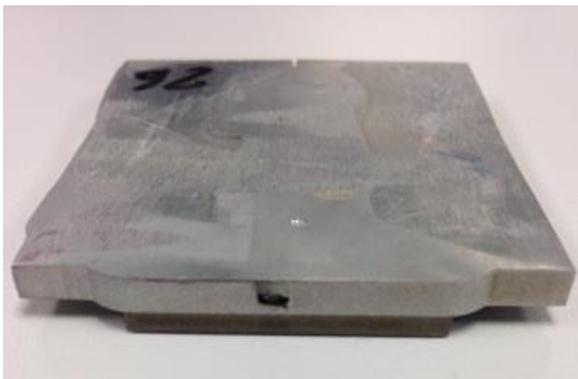
Figura 104 - Falta de contato do ombro na superfície da chapa de alumínio



Fonte: Autor

Avaliando o perfil transversal da solda, foi possível identificar a formação de vazios em alguns parâmetros de ensaio. Dentre os ensaios, o corpo de prova 26 apresentou o vazio com maior dimensão, mostrado na Figura 105. Este mesmo corpo de prova apresentou uma mistura irregular na superfície, decorrente de parâmetros inadequados. Segundo Hiller (2007) e Kim et al. (2006), o defeito está ligado a parâmetros inadequados de solda.

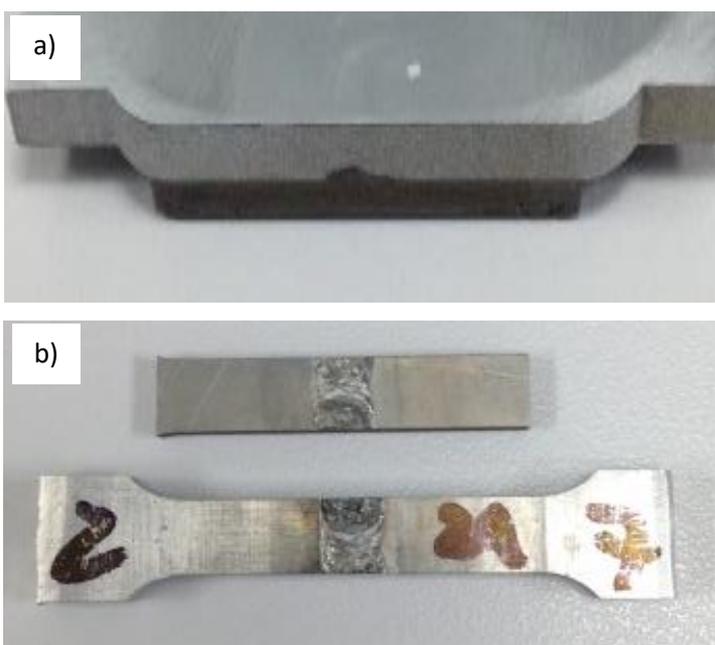
Figura 105 - Defeito de vazio



Fonte: Autor

Após o corte transversal dos corpos de prova, foi identificado o toque da ferramenta na chapa de titânio nos corpos de prova 7, 8 e 24. Pela imagem da Figura 106 item (a), é possível identificar a mistura entre os elementos na zona da mistura, próximo à interface das chapas. Por meio da separação da chapa de Ti na Figura 106 (b), é possível identificar as marcas do contato da ferramenta na chapa de titânio. Em todos os corpos de prova em que houve o contato com a chapa de titânio, o ângulo da ferramenta era de 1° . Isso ocorreu devido ao método de calibração da altura da ferramenta, onde quanto menor o ângulo de inclinação da ferramenta, maior é a penetração do pino na solda.

Figura 106 - Contato da ferramenta na chapa de titânio



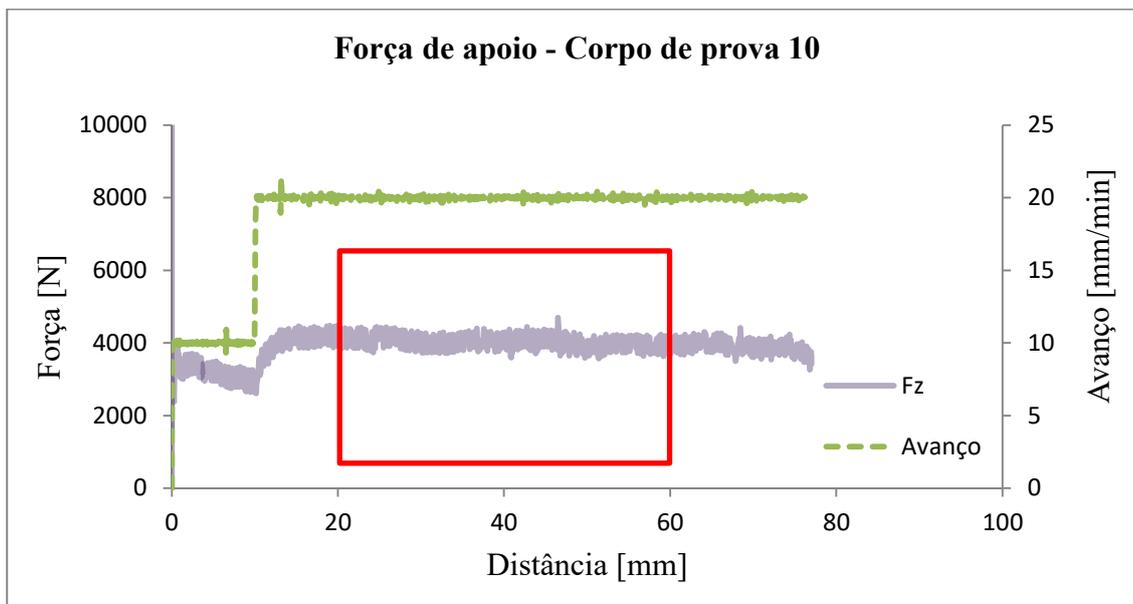
Fonte: Autor

4.2 ANÁLISE DOS ESFORÇOS DE SOLDA

Para a avaliação estatística dos esforços envolvidos no processo de soldagem, foi utilizado o valor médio do parâmetro analisado obtido da posição 20 a 60 mm ao longo da solda.

A Figura 107 mostra o comportamento da força de apoio em função da distância da abcissa no corpo de prova 10. Na figura é possível verificar que na região entre 20 a 60 mm, o comportamento da força é estável. A linha verde mostra a velocidade do avanço a cada posição no eixo x, onde no intervalo entre 20 e 60 mm, o avanço é constante. O destaque em vermelho mostra a região utilizada para o cálculo.

Figura 107 - Força de apoio e avanço em função da distância no corpo de prova 10



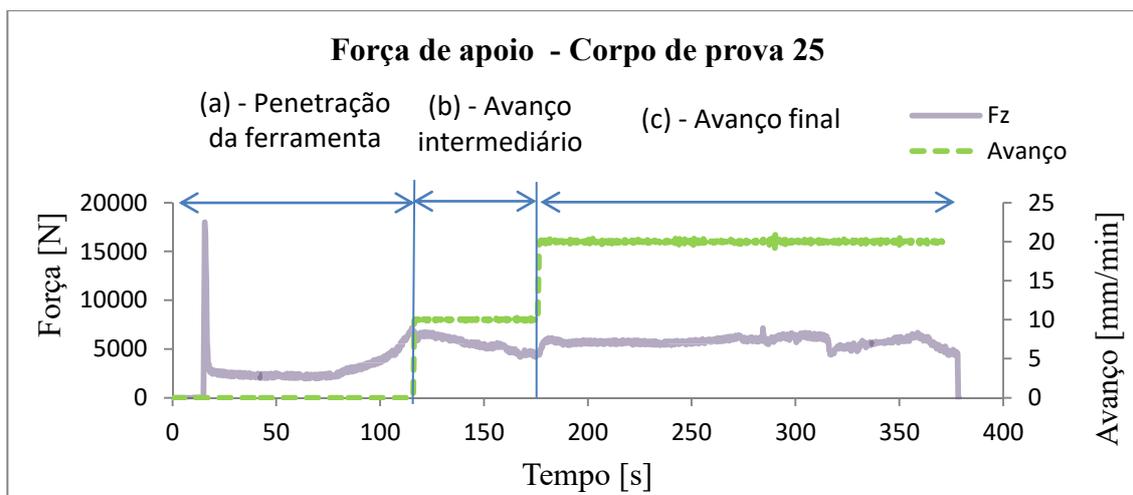
Fonte: Autor

Os resultados dos corpos de prova 13 e 23 foram desconsiderados da análise estatística, uma vez que não atingiram o objetivo do ensaio, que era obter a adesão da chapa de titânio.

4.3 FORÇA DE APOIO (Fz)

A força de apoio foi analisada nas três diferentes etapas do processo de solda. A Figura 108 ilustra o comportamento da força de apoio para a condição de rotação de 1100 RPM, avanço de 40 mm/min e ângulo de 1° no corpo de prova 25.

Figura 108 - Gráfico da força de apoio do corpo de prova 25



Fonte: Autor

Na região (a) ocorreu a inserção da ferramenta no corpo de prova 25, onde no instante inicial é observada uma força elevada. A força máxima observada foi de 18008 N para a rotação de 1110 RPM, avanço de 20 mm/min e ângulo de 1°. Como este foi o primeiro corpo de prova a ser soldado, a temperatura da ferramenta pode ter influenciado neste valor. A elevada força decorre do primeiro contato da ferramenta com o corpo de prova, onde a temperatura do corpo de prova ainda é baixa.

Logo após a penetração da ferramenta, esta força se reduz até um valor mínimo. Nesta região, foi encontrado o valor mínimo de 1334 N para a rotação de 1636,4 RPM, avanço de 30 mm/min e ângulo de 2°. Essa redução decorre da diminuição à resistência do movimento, do aquecimento da região e, conseqüentemente, da alteração do estado do material que passa a ter um ambiente favorável para a mistura. Um aumento da força no final do movimento vertical é notado, decorrente do contato do ombro nas chapas a serem soldadas.

Na região (b), a ferramenta passa a iniciar o processo de deslocamento na direção da solda. Para evitar uma mudança brusca de condições de solda nesta região, o avanço utilizado foi intermediário ao avanço final desejado. É possível observar um pico de força no início da movimentação, que sofre uma leve queda ao decorrer do movimento.

Na região (c), a ferramenta passa a operar nos parâmetros planejados para o experimento. Uma pequena oscilação do esforço é observada no início da região devido à alteração do avanço, e próximo ao final do corpo de prova devido à proximidade do final do corpo. Nesta região, a força máxima observada foi de 6515 N para o ensaio 3 e a força mínima foi de 3807 N para o ensaio 9. A Tabela 7 mostra os resultados obtidos na região (c) de todos os parâmetros testados.

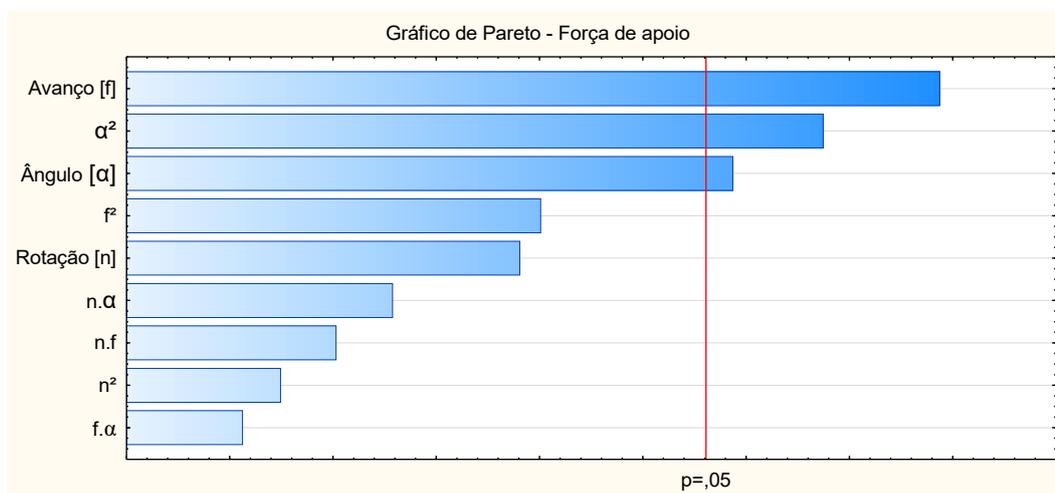
Tabela 7 - Resultado da força de apoio

Ensaio	Corpo de prova	Rotação [RPM]	Avanço [mm/min]	Ângulo [°]	Força de apoio [N]	Desvio padrão [N]
1	25	1100	20	1	5832,85	386,88
2	7	1500	20	1	4583,66	567,48
3	24	1100	40	1	6515,01	434,79
4	8	1500	40	1	6180,45	679,76
5	10	1100	20	3	4041,32	209,89
6	9	1500	20	3	3936,13	188,37
7	17	1100	40	3	5258,00	178,93
8	22	1500	40	3	5102,20	236,18
9	26	1300	30	0,3	3807,02	236,03
10	23	1300	30	3,7	5659,85	Não avaliado
11	11	1300	13,2	2	4506,85	267,78
12	13	1300	46,8	2	5751,05	Não avaliado
13	20	963,6	30	2	5481,29	280,99
14	12	1636,4	30	2	4746,64	527,03
15	15	1300	30	2	5886,85	311,27
16	14	1300	30	2	4215,21	165,15
17	16	1300	30	2	5200,68	395,49
18	19	1300	30	2	5443,92	255,65
19	18	1300	30	2	5522,52	332,22
20	21	1300	30	2	5358,57	211,60

Fonte: Autor

A análise estatística dos dados resultou em um R^2 de 0,73. Os parâmetros de maior influência foram o avanço e o ângulo. O gráfico de Pareto ilustrado na Figura 109 mostra a relação de todos os parâmetros independentes para a força de apoio.

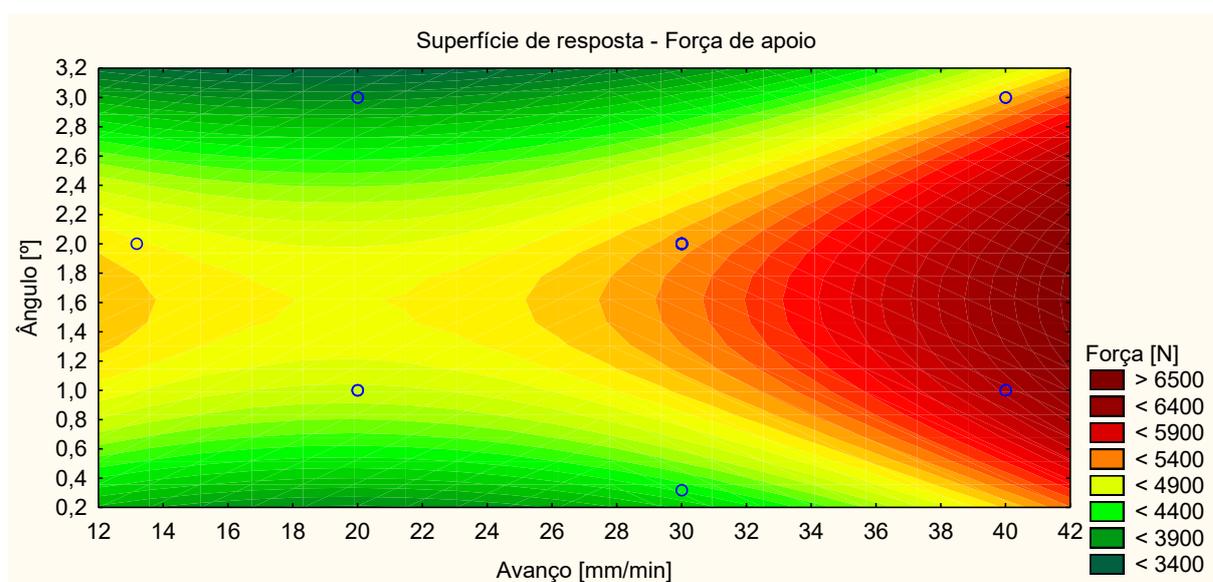
Figura 109 - Gráfico de Pareto na análise da força de apoio



Fonte: Autor

Por meio da análise da superfície de resposta, mostrado na Figura 110, entre os dois parâmetros de maior influência, é observado que um aumento do avanço resulta num aumento da força de apoio, enquanto que os ângulos entre 1,4° e 1,8° apresentam a maior força de apoio. Ângulos elevados resultaram numa menor penetração do pino e, conseqüentemente, uma menor força de apoio foi observada. Ângulos menores (0,32°) apresentaram uma mistura inadequada, como a formação de vazio no interior da solda, influenciando na força de apoio resultante. Segundo Kim et al (2006), avanços elevados favorecem ao baixo fornecimento de calor, e, conseqüentemente, a região de metal plástico é reduzida. Isso resultou no aumento da força necessária para manter o posicionamento da ferramenta no processo de solda. No estudo realizado por Kim et al. (2006), foi verificado que elevadas forças de apoio tornam o processo mais robusto e favorece a minimização de defeitos. Neste caso, a região de maior interesse corresponde a região em vermelho.

Figura 110 - Superfície de resposta da força de apoio em relação ao avanço e ao ângulo



Fonte: Autor

4.4 FORÇA DE AVANÇO (F_x)

A força de avanço apresentou variações excessivas durante o processo de solda. Analisando o coeficiente de variação, em todos os ensaios, o valor obtido foi maior que 15%.

A Tabela 8 mostra os resultados obtidos da força de avanço e seus respectivos desvios padrão.

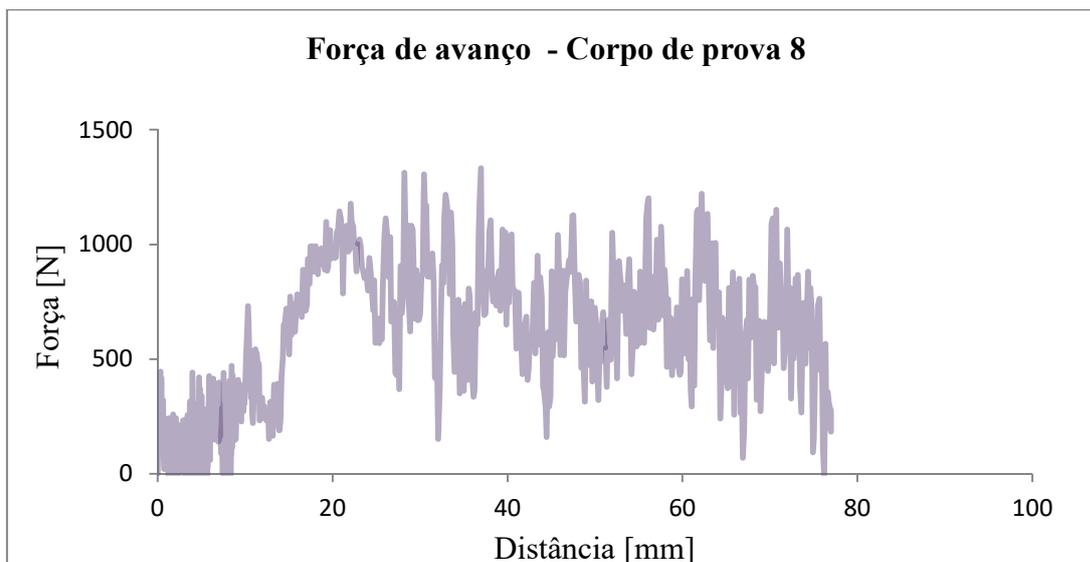
Tabela 8 - Resultado da força de avanço

Ensaio	Corpo de prova	Rotação [RPM]	Avanço [mm/min]	Ângulo [°]	Força de avanço [N]	Desvio padrão [N]
1	25	1100	20	1	570,38	241,81
2	7	1500	20	1	390,13	201,89
3	24	1100	40	1	641,18	197,49
4	8	1500	40	1	759,42	231,61
5	10	1100	20	3	606,79	154,42
6	9	1500	20	3	618,92	146,06
7	17	1100	40	3	947,94	100,20
8	22	1500	40	3	894,63	102,47
9	26	1300	30	0,3	699,80	110,86
10	23	1300	30	3,7	1184,77	Não avaliado
11	11	1300	13,2	2	465,66	100,07
12	13	1300	46,8	2	1198,04	Não avaliado
13	20	963,6	30	2	787,44	131,62
14	12	1636,4	30	2	401,82	213,25
15	15	1300	30	2	510,48	199,61
16	14	1300	30	2	600,20	80,02
17	16	1300	30	2	576,27	227,25
18	19	1300	30	2	791,51	141,53
19	18	1300	30	2	776,50	101,03
20	21	1300	30	2	631,43	163,77

Fonte: Autor

A Figura 111 mostra o resultado obtido para o corpo de prova 8, onde no intervalo entre 20 a 60 mm, a força máxima observada foi de 1332 N e mínima de 152 N, obtendo um desvio padrão de 231 N e um coeficiente de variação de 30%. Devido a grande variação deste parâmetro, não foi possível a aplicação de uma análise estatística.

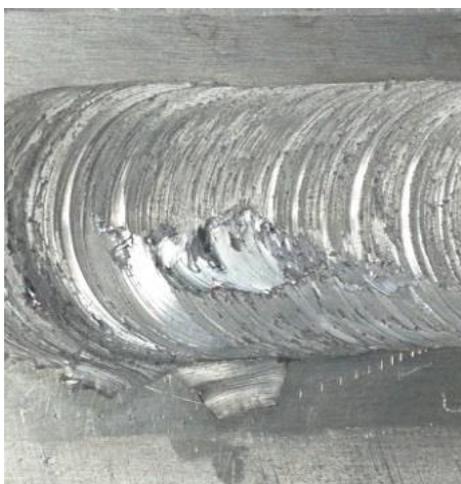
Figura 111 - Força de avanço do corpo de prova 8.



Fonte: Autor

A variação excessiva da força de avanço está relacionada ao contato do ombro da ferramenta com as chapas de alumínio, pois este não apresentou uma interação suave entre as partes. Foi possível observar o contato irregular por meio do acabamento superficial dos corpos de prova, que apresentaram diversas irregularidades ao longo da superfície soldada. Outro possível motivo é o posicionamento do sentido da solda e da movimentação da cabeça da máquina, pois no sentido em que foi executada a solda, a rigidez da máquina não foi o mais favorável à solda.

Figura 112 - Irregularidades no acabamento superficial da solda

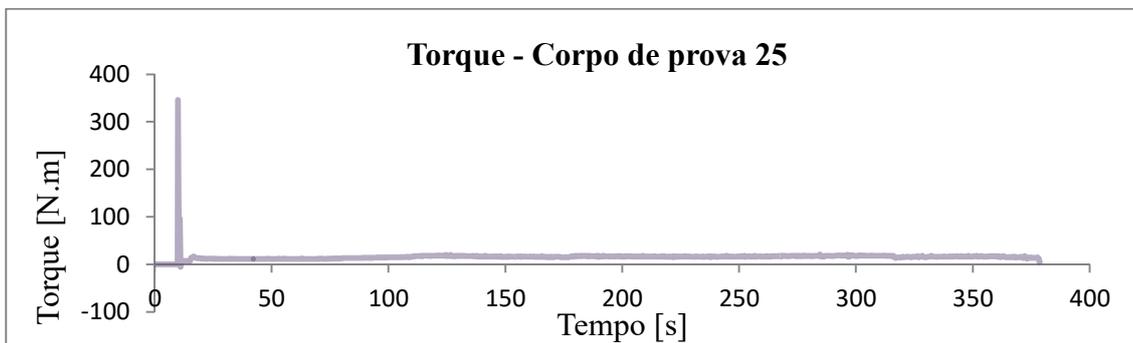


Fonte: Autor

4.5 ANÁLISE DO TORQUE

O torque foi avaliado de acordo com as três etapas do processo de soldagem. Na primeira etapa, foi observado um pico de torque com até 377 N.m para a rotação de 1500 RPM, avanço de 20 mm/min e ângulo de 1°, conforme a configuração do ensaio no corpo de prova 25. Este pico é ilustrado na Figura 113, onde assim como na força de apoio, este pico é relacionado ao contato da ferramenta no corpo de prova.

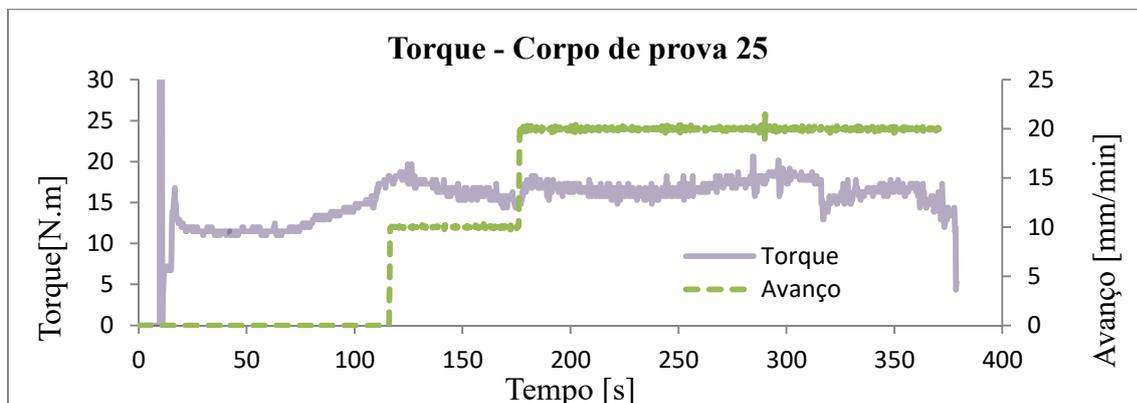
Figura 113 - Gráfico do torque no corpo de prova 25



Fonte: Autor

Após o pico de torque, o valor diminui até um mínimo de 3,87 N.m e começa a aumentar novamente, devido ao contato do ombro. Com o início da movimentação na horizontal, foi observado um pequeno incremento no torque, que vai reduzindo até que o avanço seja alterado novamente, desta vez para o valor do ensaio. Durante o avanço final, é observado um decréscimo do torque, próximo ao término do corpo de prova. A Figura 114 ilustra em detalhes o comportamento do torque no corpo de prova 25.

Figura 114 - Gráfico do torque na região de movimentação horizontal



Fonte: Autor

Os valores de torque obtidos na região de avanço final para todos os ensaios são mostrados na Tabela 9.

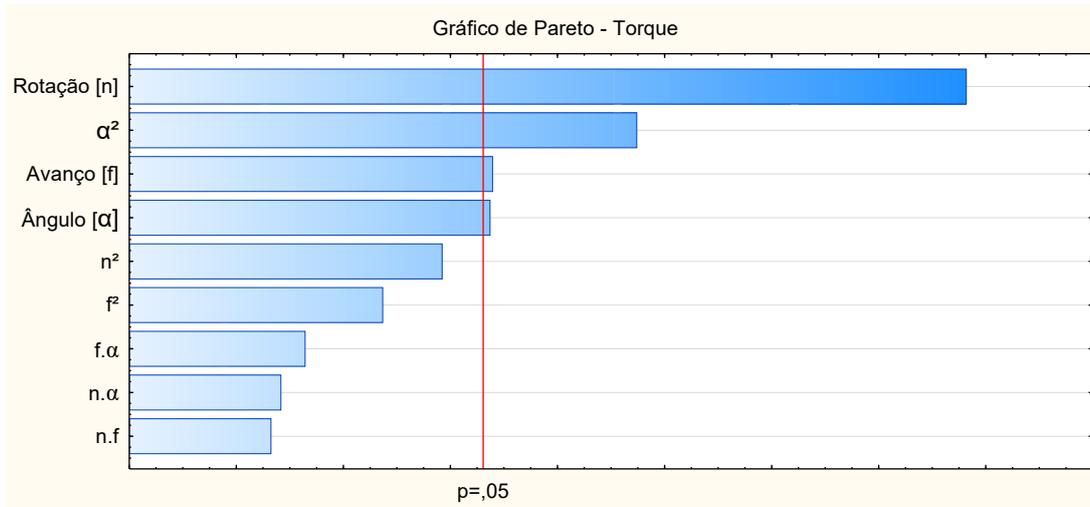
Tabela 9 - Resultados do Torque

Ensaio	Corpo de prova	Rotação [RPM]	Avanço [mm/min]	Ângulo [°]	Torque [N.m]	Desvio padrão [N.m]
1	25	1100	20	1	16,89	1,08
2	7	1500	20	1	13,51	0,95
3	24	1100	40	1	17,47	1,10
4	8	1500	40	1	14,23	1,00
5	10	1100	20	3	15,03	0,70
6	9	1500	20	3	12,47	0,61
7	17	1100	40	3	16,64	0,67
8	22	1500	40	3	13,34	0,76
9	26	1300	30	0,3	13,17	0,45
10	23	1300	30	3,7	15,71	Não avaliado
11	11	1300	13,2	2	14,84	0,53
12	13	1300	46,8	2	15,68	Não avaliado
13	20	963,6	30	2	17,08	1,08
14	12	1636,4	30	2	14,74	0,58
15	15	1300	30	2	15,40	0,54
16	14	1300	30	2	14,70	0,77
17	16	1300	30	2	15,38	0,56
18	19	1300	30	2	14,67	0,78
19	18	1300	30	2	15,17	0,82
20	21	1300	30	2	15,18	0,77

Fonte: Autor

A análise estatística obteve um R^2 de 0,89. Os três parâmetros independentes demonstraram correlação com o torque, onde a rotação foi o parâmetro de melhor relação, seguido pelo ângulo e avanço. A Figura 115 demonstra o gráfico de Pareto para o torque.

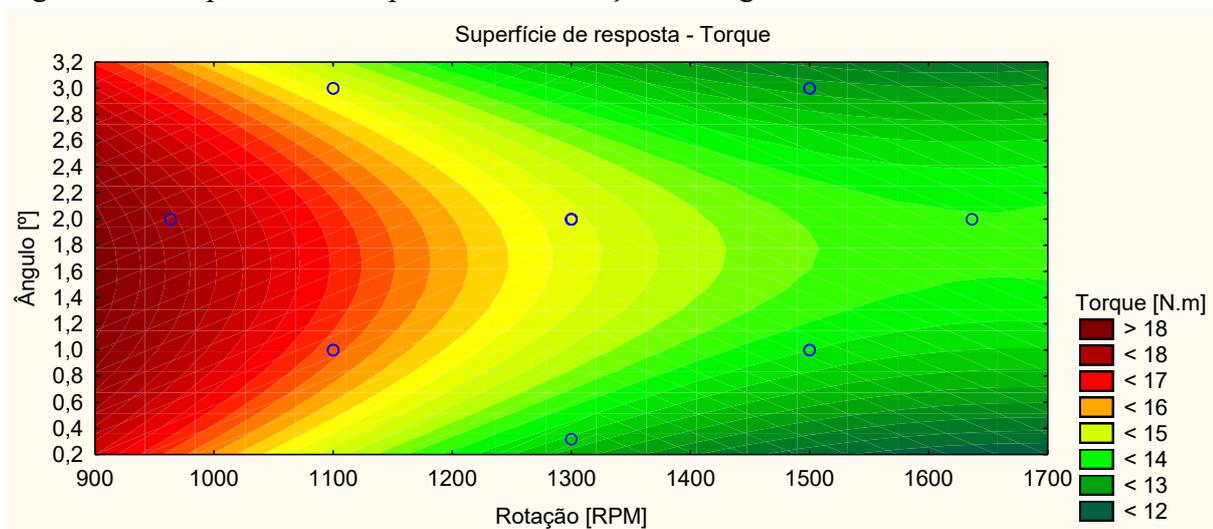
Figura 115 - Gráfico de Pareto do Torque



Fonte: Autor

A superfície de resposta entre a rotação e o ângulo (Figura 116) mostra que os torques máximos estão em baixa rotação. Segundo Kim et al. (2006), baixa rotação é relacionada a baixo fornecimento de calor. Uma baixa temperatura resultou numa região de metal plastificado reduzido e conseqüentemente uma maior resistência ao movimento da ferramenta. Devido a isso resultou num maior torque. A influência do ângulo é mais notada em altas rotações, onde ângulos próximos de 2° apresentaram maior torque. Contudo, sua influência é baixa comparada a influência da rotação. Assim como na força de apoio, ângulos elevados apresentaram baixa penetração e ângulos menores resultaram numa solda com defeitos.

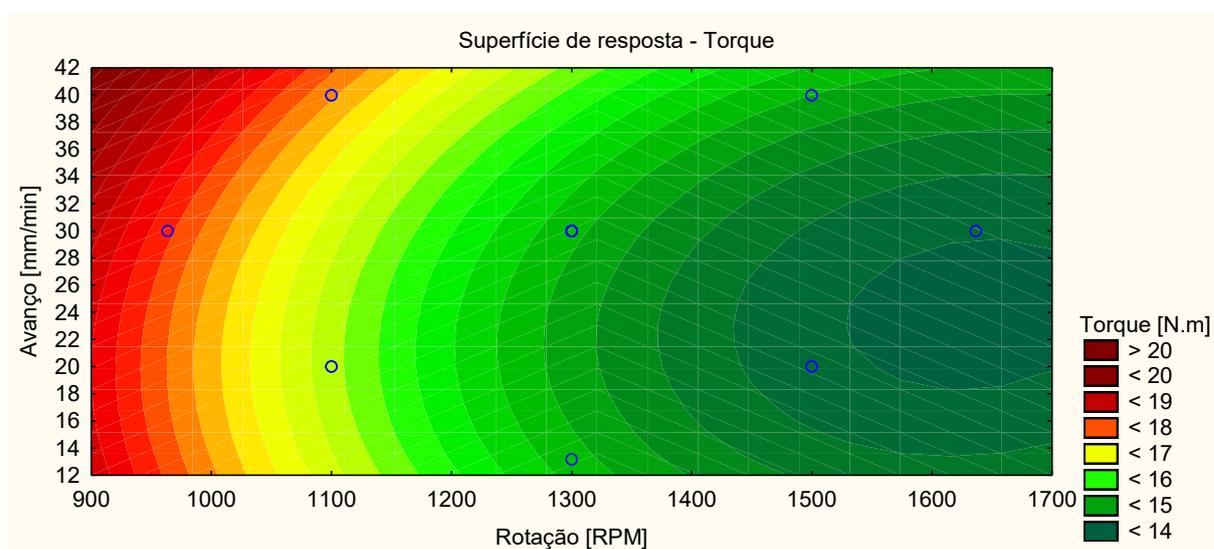
Figura 116 - Superfície de resposta entre a rotação e o ângulo



Fonte: Autor

A Figura 117 mostra a superfície de resposta formada entre a rotação e o avanço. Assim como na figura anterior, foi observado que em baixas rotações, o avanço não apresenta grande influência. À medida que a rotação aumenta, a influência do avanço é maior, onde, em altas rotações, um avanço entre 20 e 30 mm/min apresenta menor torque comparado a outros avanços. Avanços elevados resultam em um fornecimento de calor reduzido, consequentemente, uma região de metal plastificado menor, sendo necessário um torque mais elevado.

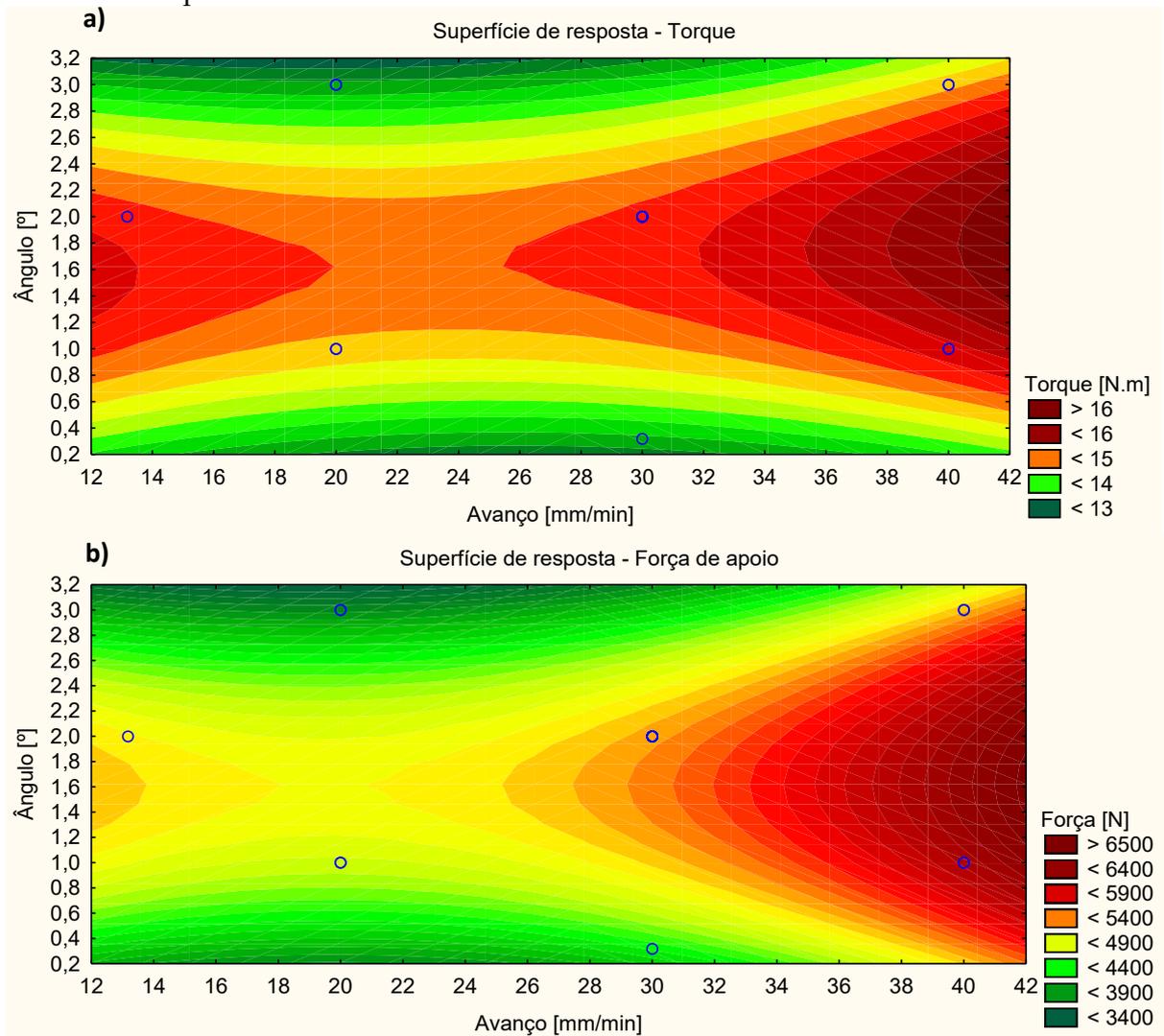
Figura 117 - Superfície de resposta entre a rotação e o avanço



Fonte: Autor

A superfície de resposta obtida entre o ângulo e o avanço (Figura 118) demonstrou que o ângulo entre 1,4° e 1,6° apresentam o maior torque. Ângulos elevados resultaram numa menor penetração da ferramenta e ângulos menores resultaram em uma mistura irregular. O avanço mostrou um comportamento oposto, onde a região central entre 24 e 28 N.m apresentou a região de menor torque. O torque mostrou um comportamento semelhante à força de apoio.

Figura 118 - Superfície de resposta entre o ângulo e o avanço para: a) o torque; e b) a força de apoio

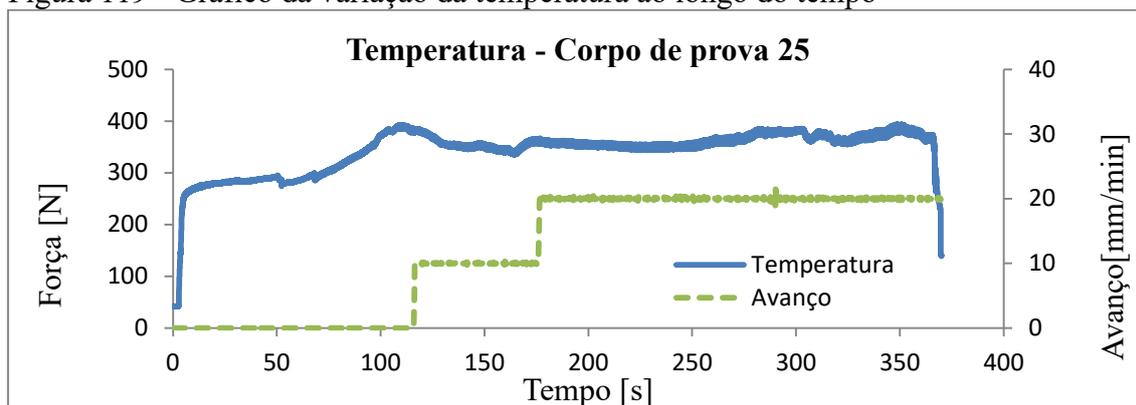


Fonte: Autor

4.6 ANÁLISE DA TEMPERATURA

Na primeira etapa, correspondente a penetração da ferramenta, foi observado um rápido aumento da temperatura, chegando a aproximadamente 260°C. Após a penetração da ferramenta, a temperatura aumentou numa taxa mais lenta, chegando ao pico de temperatura, com o início do movimento horizontal, de aproximadamente 380°C. A partir desta etapa, a temperatura é estabilizada ao longo da solda. Uma pequena variação é observada devido à transição do avanço. A Figura 119 ilustra o comportamento da temperatura ao longo do tempo do corpo de prova 25.

Figura 119 - Gráfico da variação da temperatura ao longo do tempo



Fonte: Autor

As médias da temperatura dos demais ensaios são mostradas na Tabela 10.

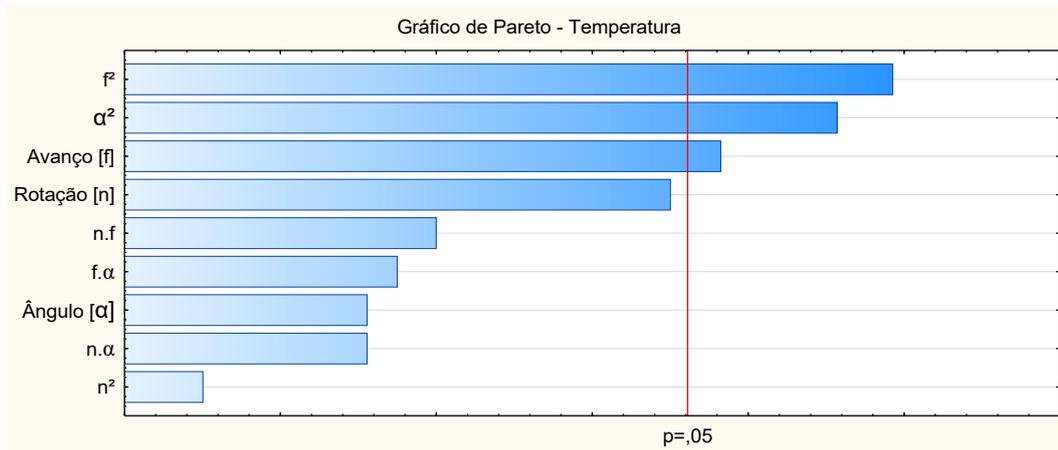
Tabela 10 - Resultados da temperatura

Ensaio	Corpo de prova	Rotação [RPM]	Avanço [mm/min]	Ângulo [°]	Temperatura [°C]	Desvio padrão [°C]
1	25	1100	20	1	361,61	11,43
2	7	1500	20	1	388,31	17,52
3	24	1100	40	1	359,84	4,38
4	8	1500	40	1	414,39	4,98
5	10	1100	20	3	349,51	8,89
6	9	1500	20	3	327,94	4,94
7	17	1100	40	3	372,17	7,44
8	22	1500	40	3	404,95	8,88
9	26	1300	30	0,3	323,39	11,54
10	23	1300	30	3,7	358,98	Não avaliado
11	11	1300	13,2	2	397,75	11,53
12	13	1300	46,8	2	351,25	Não avaliado
13	20	963,6	30	2	356,66	6,57
14	12	1636,4	30	2	397,50	7,97
15	15	1300	30	2	366,02	11,72
16	14	1300	30	2	389,31	7,31
17	16	1300	30	2	369,89	8,50
18	19	1300	30	2	321,30	8,97
19	18	1300	30	2	384,59	8,27
20	21	1300	30	2	368,48	9,17

Fonte: Autor

A análise no ANOVA demonstrou um R^2 de 0,76, onde o avanço e o ângulo apresentaram um nível de significância P menor que 0,05. A Figura 120 demonstra a relação das variáveis sobre a temperatura no gráfico de Pareto.

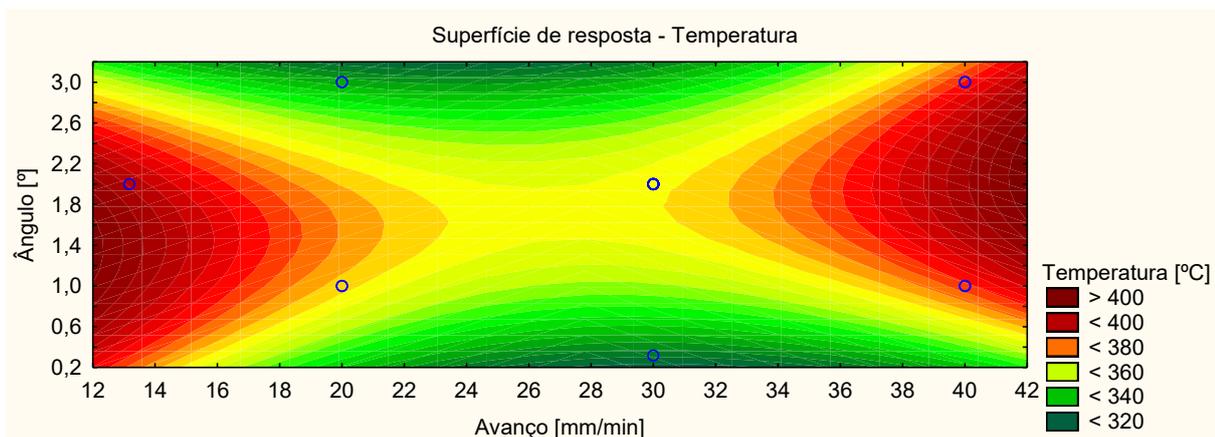
Figura 120 - Gráfico de Pareto para a Temperatura



Fonte: Autor

A superfície obtida entre o avanço e o ângulo demonstrou que, para avanços extremos maiores que 36 mm/min ou menores que 18 mm/min, a temperatura obtida é elevada. De maneira oposta, ângulos extremos apresentaram baixas temperaturas. A Figura 121 mostra a relação destes parâmetros. Assim como na força de apoio e no torque, ângulos extremos resultaram numa menor penetração e em ângulos menores, ocorreu uma mistura irregular. Segundo Kim et al. (2006), baixos avanços favorecem o fornecimento de calor. Avanços elevados, devido ao favorecimento de alta força de apoio e alto torque, também favoreceram para altas temperaturas.

Figura 121 - Superfície de resposta entre o avanço e o ângulo em função da Temperatura



Fonte: Autor

A coloração da ferramenta após a solda na Figura 122, demonstra que as temperaturas atingidas foram suficientes para que houvesse uma alteração da camada superficial da ferramenta, indicando que as temperaturas atingidas no processo foram superiores as medidas superficialmente através da câmera termográfica.

Figura 122 - Gradiente da coloração da ferramenta



Fonte: Autor

4.7 ANÁLISE DA TENSÃO RESIDUAL LONGITUDINAL

A análise da tensão residual longitudinal foi dividida entre as medições realizadas na região inferior da solda, onde está localizada a chapa da liga de titânio e na região superior da solda, onde estão localizadas as ligas de alumínio.

4.7.1 Tensão residual longitudinal do Titânio

A tensão residual na parte inferior da solda apresentou um comportamento compressivo em todos os corpos de prova. Uma possível explicação seria devido à chapa ficar tracionada na região do alumínio e conseqüentemente compressiva na região do titânio. A maior tensão obtida foi de -52,48 MPa para os parâmetros de 1300 RPM, avanço de 30 mm/mim e ângulo de 0,32°, e a menor tensão observada foi de -164,71 MPa para a rotação de 1300 RPM, avanço de 13,18 mm/mim e ângulo de 2°. A Tabela 11 ilustra o resultado obtido da tensão residual em todos os ensaios.

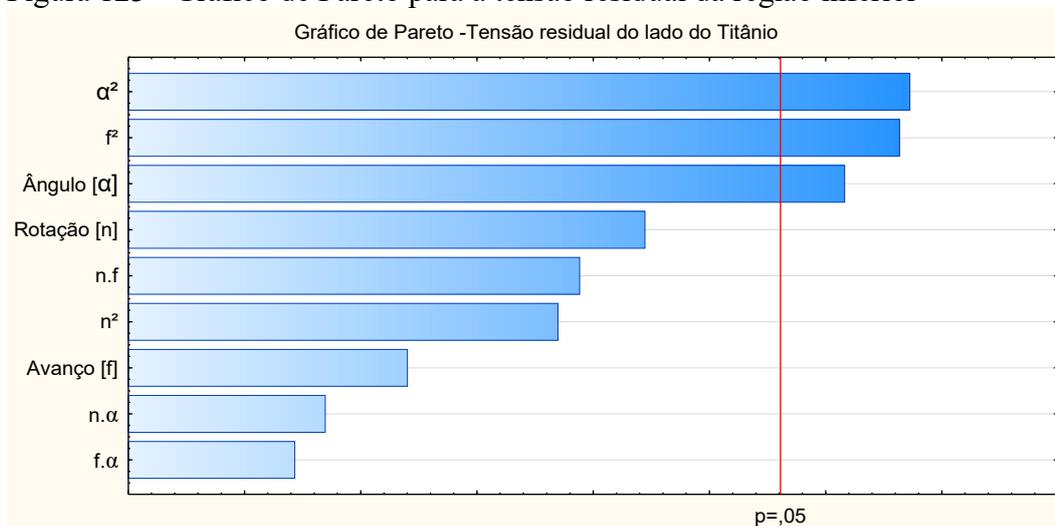
Tabela 11 - Resultados da tensão residual do titânio

Ensaio	Corpo de prova	Rotação [RPM]	Avanço [mm/min]	Ângulo [°]	Tensão residual Ti [MPa]
1	25	1100	20	1	-153,70
2	7	1500	20	1	-130,22
3	24	1100	40	1	-102,20
4	8	1500	40	1	-156,15
5	10	1100	20	3	-102,02
6	9	1500	20	3	-96,75
7	17	1100	40	3	-73,06
8	22	1500	40	3	-85,81
9	26	1300	30	0,3	-52,48
10	23	1300	30	3,7	Não avaliado
11	11	1300	13,2	2	-164,72
12	13	1300	46,8	2	Não avaliado
13	20	963,6	30	2	-84,98
14	12	1636,4	30	2	-151,00
15	15	1300	30	2	-107,44
16	14	1300	30	2	-76,89
17	16	1300	30	2	-122,03
18	19	1300	30	2	-107,58
19	18	1300	30	2	-67,74
20	21	1300	30	2	-119,26

Fonte: Autor

A análise no ANOVA demonstrou uma relação R^2 de 0,76, onde o avanço e o ângulo foram os parâmetros de melhor relação com a tensão residual. A Figura 123 ilustra a distribuição de Pareto.

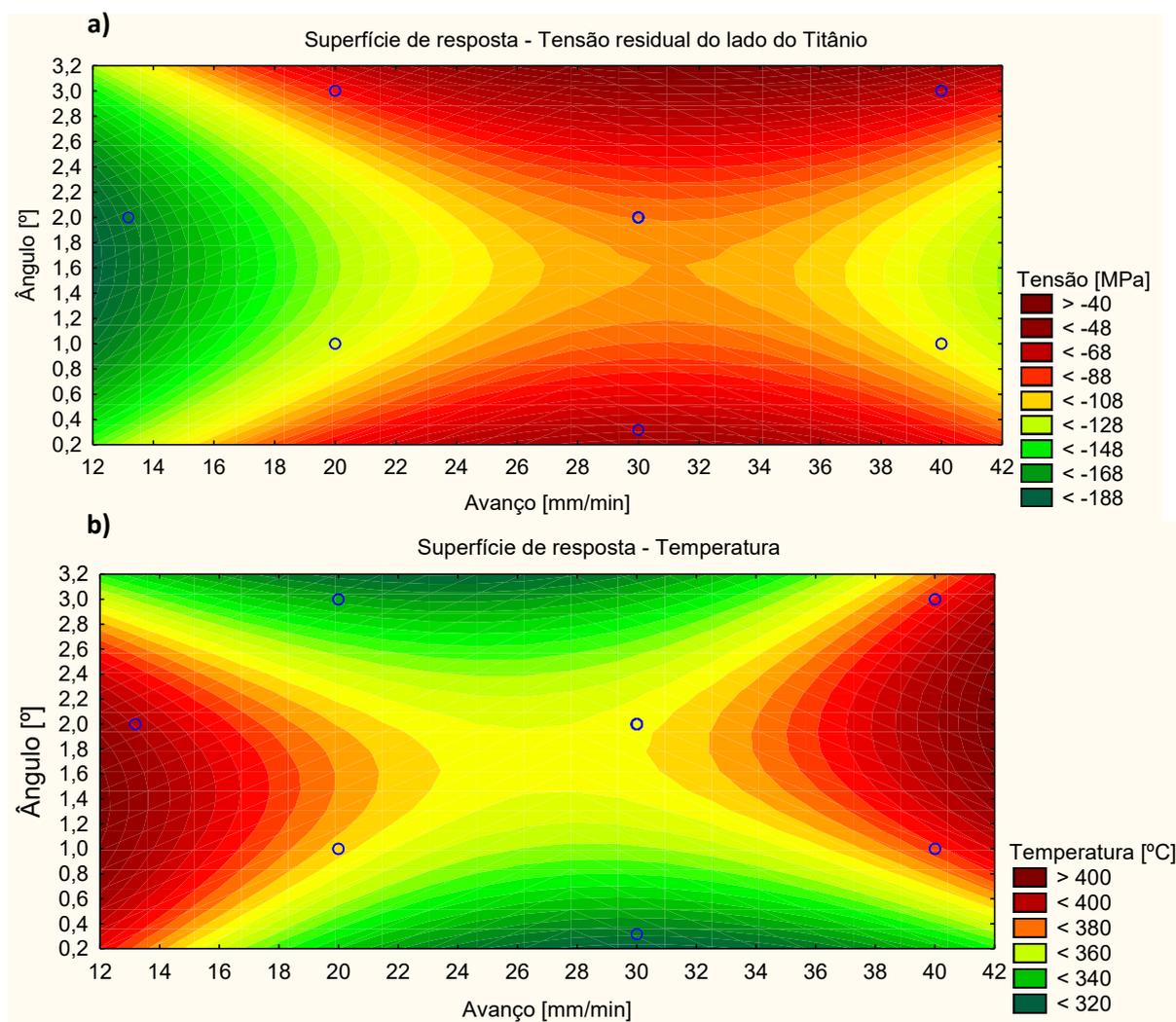
Figura 123 - Gráfico de Pareto para a tensão residual da região inferior



Fonte: Autor

A superfície de resposta entre o ângulo e o avanço (Figura 124) demonstrou que avanços extremos apresentam maior tensão residual, enquanto ângulos extremos apresentam baixa tensão residual. Comparando as superfícies de resposta da tensão residual e da temperatura, é possível notar a relação inversa entre elas. Em regiões com alta temperatura, a tensão residual foi menor e em regiões com baixa temperatura, as tensões encontradas foram maiores. Zapata et al. (2016) observaram a mesma relação entre a temperatura e a tensão residual, atribuindo as altas temperaturas obtidas, o surgimento de um gradiente mais uniforme e, conseqüentemente, uma redução na deformação e tensão residual. Apesar da mesma relação, Zapata atribuiu a maior influência da tensão residual a rotação. O formato da ferramenta e os parâmetros de ensaio podem ser um dos fatores da diferença de resultado em relação ao parâmetro de maior influência.

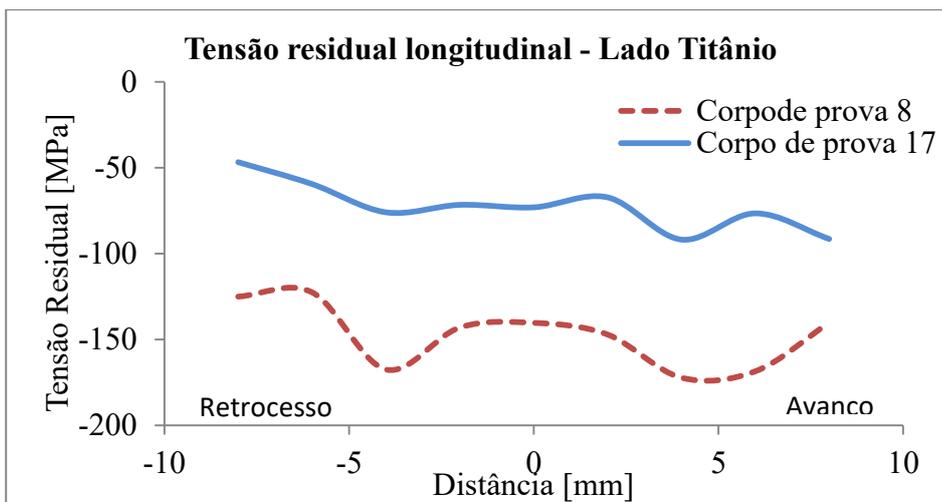
Figura 124 - Superfície de resposta entre o ângulo e o avanço em função da: a) tensão residual da região inferior da solda; e b) temperatura



Fonte: Autor

O comportamento da tensão residual em diferentes distâncias da linha de solda é mostrado na Figura 125. No corpo de prova 8, foi observado um aumento da tensão do ponto central até as extremidades do pino da ferramenta, localizada a 2,5 mm do ponto zero. De 2,5 mm até 4 mm do centro, foi verificado uma queda da tensão e, a partir dos 4 mm aos 6 mm do centro, ocorreu uma elevação da tensão. Na região central, o aumento da tensão residual está relacionado ao contato do pino com a chapa de titânio, que além do trabalho mecânico, resultou em elevadas temperaturas. No corpo de prova 17, o ângulo da ferramenta foi de 3°, o qual apresentou uma penetração menor nas chapas de alumínio e, conseqüentemente, um distanciamento maior da chapa de titânio. Devido a isto, a influência do pino não foi visível no corpo de prova 17, diferentemente do que ocorreu no corpo de prova 8. Por conta de uma maior proximidade do pino no corpo de prova 8, as altas temperaturas atingidas favoreceram ao alívio das tensões residuais, obtendo valores menores, comparados ao corpo de prova 17.

Figura 125 - Perfil da tensão residual longitudinal em diferentes distâncias da linha de solda



Fonte: Autor

4.7.2 Tensão residual longitudinal do Alumínio

Na região central da parte superior da solda, a tensão máxima observada foi de 346 MPa para a rotação de 1100 RPM, avanço de 20 mm/mim e ângulo de 3°. A tensão mínima observada foi de 24 MPa para a rotação de 1300 RPM, avanço de 30 mm/mim e ângulo de 2°. Os resultados são mostrados na Tabela 12.

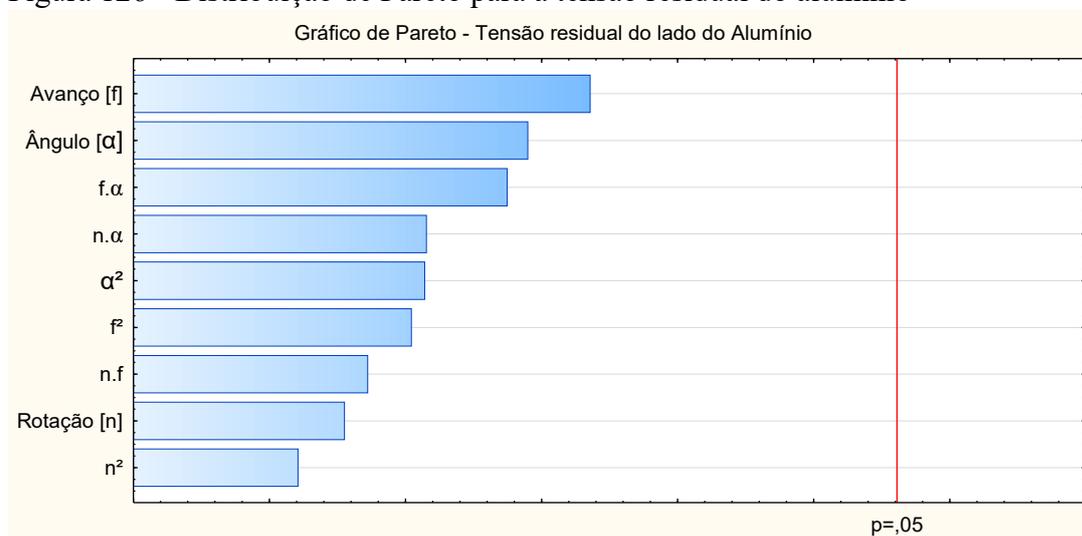
Tabela 12 - Resultados da tensão residual longitudinal do alumínio

Ensaio	Corpo de prova	Rotação [RPM]	Avanço [mm/min]	Ângulo [°]	Tensão residual long. Al [MPa]
1	25	1100	20	1	154,00
2	7	1500	20	1	117,00
3	24	1100	40	1	105,00
4	8	1500	40	1	130,00
5	10*	1100	20	3	346,00
6	9*	1500	20	3	219,00
7	17	1100	40	3	159,00
8	22	1500	40	3	87,00
9	26	1300	30	0,3	49,00
10	23	1300	30	3,7	218,00
11	11*	1300	13,2	2	317,00
12	13	1300	46,8	2	-24,00
13	20	963,6	30	2	138,00
14	12	1636,4	30	2	194,00
15	15	1300	30	2	177,00
16	14	1300	30	2	57,00
17	16	1300	30	2	344,00
18	19	1300	30	2	92,00
19	18	1300	30	2	24,00
20	21	1300	30	2	338,00

Fonte: Autor

A análise do ANOVA obteve um fator R^2 de 0,43 com o avanço como o parâmetro de maior influência, com um nível de significância P de 0,27. A Figura 126 ilustra a distribuição de Pareto para os parâmetros independentes, onde nenhum parâmetro apresentou significância ao nível de 0,05. Uma possível causa é o baixo acabamento superficial obtido do processo.

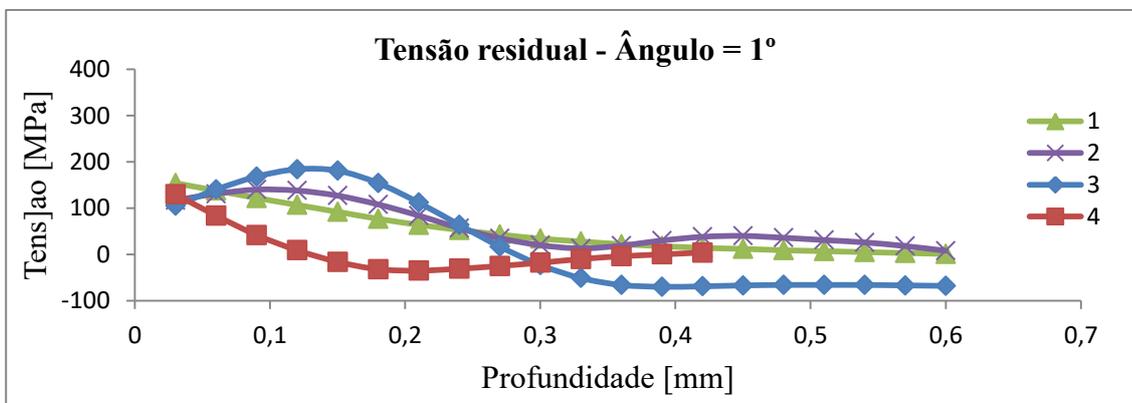
Figura 126 - Distribuição de Pareto para a tensão residual do alumínio



Fonte: Autor

O perfil da profundidade da tensão residual apresentou uma curva decrescente. Na superfície do corpo de prova, todos os perfis apresentaram tensão trativa e à medida que a profundidade aumentava, a tensão diminuía, chegando a valores próximos de zero e, em alguns casos, tornando-se compressiva. As tensões trativas surgem do trabalho mecânico que a superfície do corpo de prova é submetida, e das altas temperaturas decorrentes do contato do ombro com as chapas. A Figura 127 ilustra o comportamento da tensão ao longo da profundidade dos ensaios 1 ao 4, que tiveram o mesmo ângulo de soldagem igual a 1°.

Figura 127 - Tensão residual superficial para as condições com ângulo = 1°

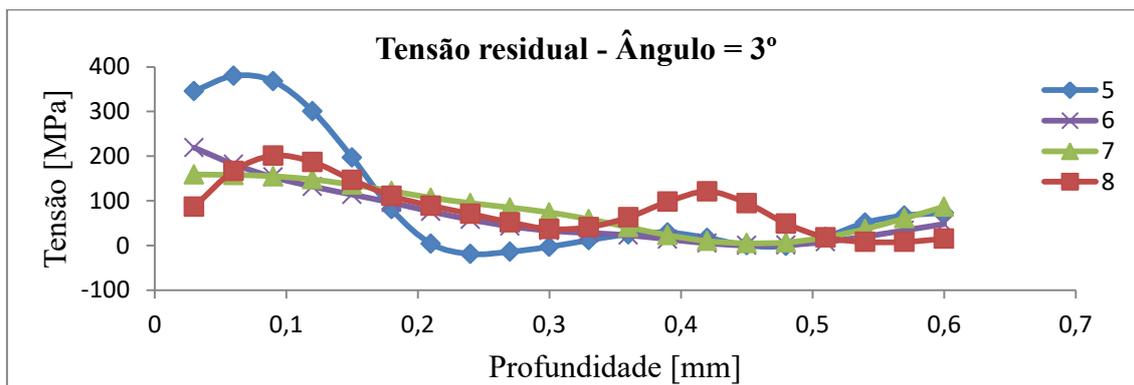


Teste	Corpo de prova	Rotação (n)	Avanço (f)	Ângulo (α)
		[RPM]	[mm/min]	[°]
1	25	1100	20	1
2	7	1500	20	1
3	24	1100	40	1
4	8	1500	40	1

Fonte: Autor

O comportamento do perfil das tensões para o ângulo de 3° foi semelhante ao encontrado no perfil do ângulo de 1° (Figura 128). O ensaio 8 apresentou baixa tensão pois, neste corpo de prova, foi identificado uma trinca na região próxima a medição.

Figura 128 - Tensão residual superficial para as condições com ângulo = 3°

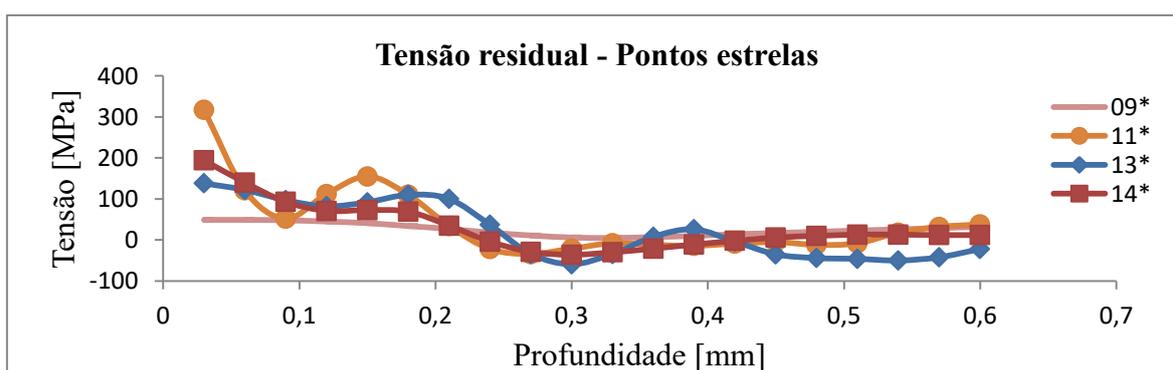


Teste	Corpo de prova	Rotação (n)	Avanço (f)	Ângulo (α)
		[RPM]	[mm/min]	[°]
5	10	1100	20	3
6	9	1500	20	3
7	17	1100	40	3
8	22	1500	40	3

Fonte: Autor

Os perfis dos ensaios com condições extremas apresentaram tendência semelhante aos resultados anteriores (Figura 129). Os parâmetros não foram favoráveis ao processo da consolidação da solda e contribuíram para a formação de vazios internos.

Figura 129 - Tensão residual superficial para as condições dos pontos estrelas

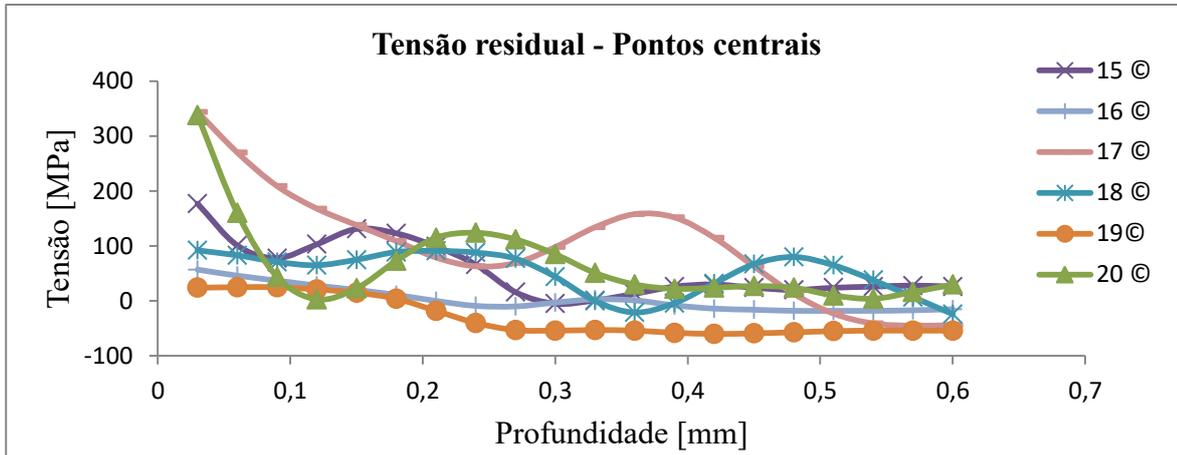


Teste	Corpo de prova	Rotação (n)	Avanço (f)	Ângulo (α)
		[RPM]	[mm/min]	[°]
9	26	1300	30	0,32
11	11	1300	13,18	2
13	20	963,60	30	2
14	12	1636,4	30	2

Fonte: Autor

Os pontos centrais mostrados na Figura 130 não apresentaram curvas semelhantes aos casos anteriores. Uma das causas foi a formação de defeitos internos visualizados na solda. Outra possível causa desta variação foi a variação da espessura de rebarba.

Figura 130 - Tensão residual superficial para as condições dos pontos centrais

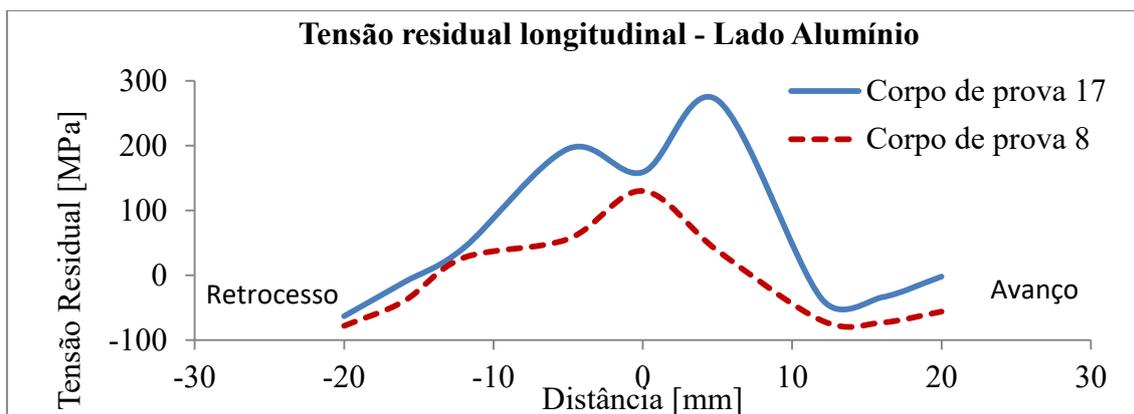


Teste	Corpo de prova	Rotação (n)	Avanço (f)	Ângulo (α)
		[RPM]	[mm/min]	[$^{\circ}$]
15 ~20	15	1300	30	2

Fonte: Autor

O perfil transversal da tensão residual (Figura 131) foi realizado nos corpos de prova 8 e 17. No corpo de prova 17 foi possível visualizar a formação do perfil em M, assim como Fratini et al. (2009). Na zona de mistura, devido às altas temperaturas e a deformação plástica proveniente da ação do pino, a tensão residual na região é elevada. Na região da ZTMA, as temperaturas alcançadas não chegam a altas temperaturas, iguais as da zona de mistura. Devido a isso, a tensão nesta região é mais elevada. Na ZAC, ocorre apenas a influência da temperatura e, por consequência, a tensão é menor se comparada às zonas de mistura e ZTMA. Na zona do metal base, são verificadas as tensões próximas do metal base. No corpo de prova 8, o perfil em M não foi observado. Neste corpo, próximo a região de medição, foi identificada uma trinca e devido a isso as tensões na região foram aliviadas.

Figura 131 - Perfil da tensão residual em diferentes distâncias da linha de solda.



Fonte: Autor

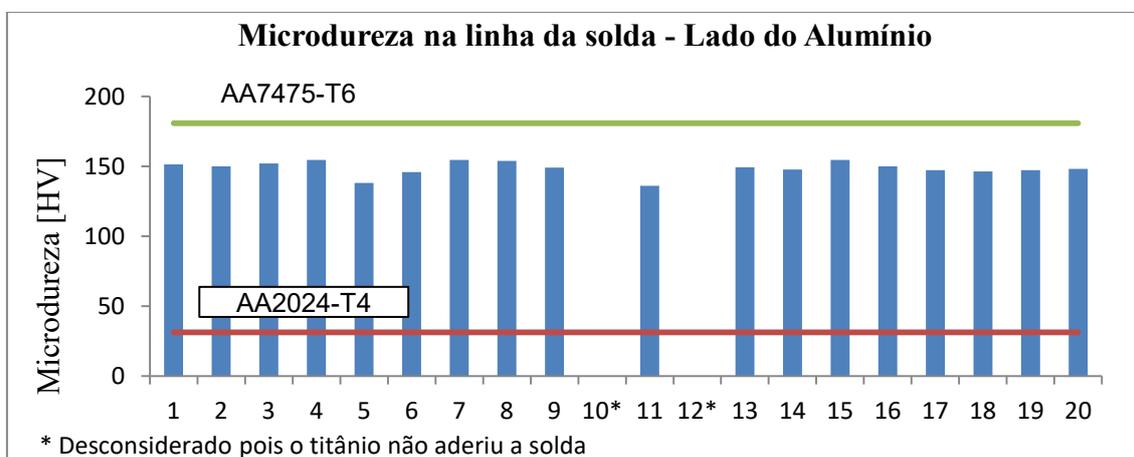
4.8 ANÁLISE DA MICRODUREZA

A análise da microdureza foi dividida entre a região superior da solda, onde estão localizadas as chapas de alumínio e a região inferior da solda, onde está localizada a chapa de titânio.

4.8.1 Microdureza do lado do alumínio

Comparando o resultado ao metal base, foi possível obter uma microdureza máxima de 154 HV, correspondente a 85% da dureza da AA7475. A Figura 132 ilustra a microdureza obtida dos corpos de prova e dos metais base. A microdureza de todos os corpos de prova resultou em valores próximos do AA7475.

Figura 132 - Microdureza Vickers da região superior dos corpos de prova



Fonte: Autor

Na Tabela 13 são mostrados os valores de microdureza obtidos e seus respectivos parâmetros de ensaio.

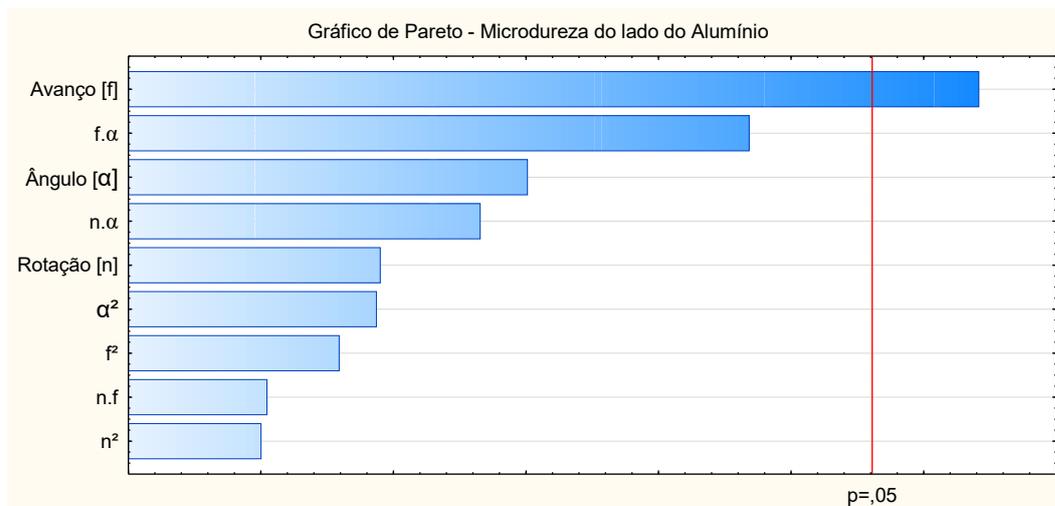
Tabela 13 - Resultado da microdureza do lado do alumínio

Ensaio	Corpo de prova	Rotação [RPM]	Avanço [mm/min]	Ângulo [°]	Microdureza Al [HV]	Desvio padrão [HV]
1	25	1100	20	1	151,39	9,17
2	7	1500	20	1	149,90	2,14
3	24	1100	40	1	152,10	7,58
4	8	1500	40	1	154,46	1,27
5	10	1100	20	3	138,06	4,35
6	9	1500	20	3	145,84	2,15
7	17	1100	40	3	154,51	1,39
8	22	1500	40	3	153,94	4,14
9	26	1300	30	0,3	148,93	1,38
10	23	1300	30	3,7	151,29	Não avaliado
11	11	1300	13,2	2	136,00	1,89
12	13	1300	46,8	2	148,59	Não avaliado
13	20	963,6	30	2	145,45	5,00
14	12	1636,4	30	2	147,62	2,09
15	15	1300	30	2	154,51	3,45
16	14	1300	30	2	150,04	2,49
17	16	1300	30	2	147,31	1,84
18	19	1300	30	2	146,19	3,26
19	18	1300	30	2	147,18	1,47
20	21	1300	30	2	148,06	4,91

Fonte: Autor

A microdureza apresentou um R^2 de 0,67, onde o avanço foi o único parâmetro que apresentou um nível de significância P ao nível de 0,05. A Figura 133 ilustra a distribuição de Pareto para a microdureza do alumínio.

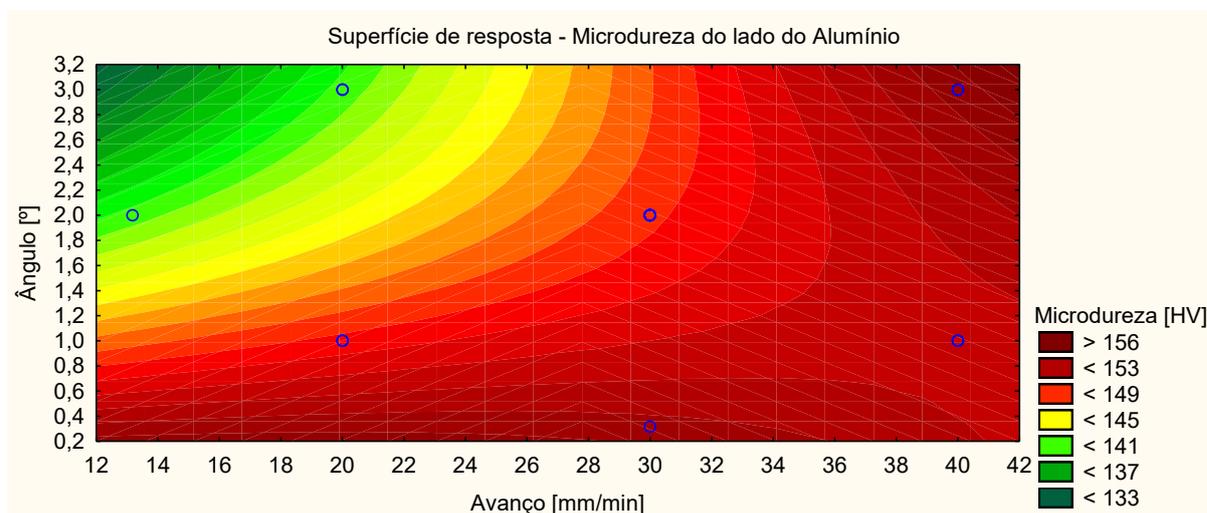
Figura 133 - Distribuição de Pareto para a microdureza do alumínio



Fonte: Autor

Analisando a superfície de resposta entre o avanço e o ângulo (Figura 134), é possível verificar que para avanços entre 12 e 30 mm/min, o ângulo apresentou influência na microdureza. Ângulos elevados resultaram em baixa microdureza e, para avanços maiores que 30 mm/min, o ângulo não apresentou influência significativa. A influência do ângulo está relacionada à área de contato do ombro na chapa, onde ângulos maiores apresentaram uma menor área de contato do ombro e, conseqüentemente, um menor trabalho mecânico na superfície, o que resultou em valores de microdureza menores. A influência do avanço está relacionada à força de apoio, onde elevados avanços resultaram em força de apoio elevada. Uma maior força de apoio representa um maior trabalho mecânico na superfície e, conseqüentemente, maiores valores de microdureza.

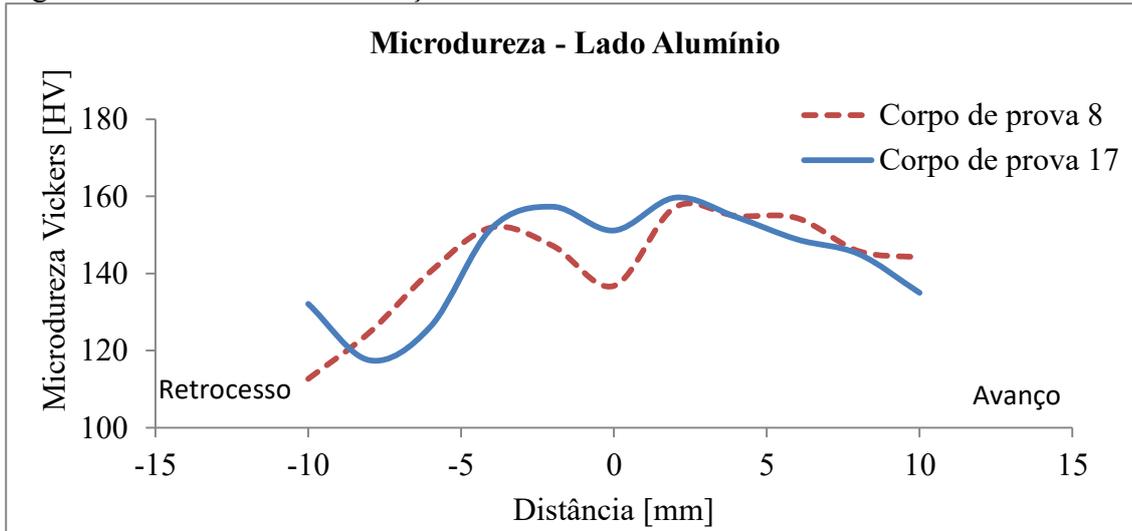
Figura 134 - Superfície de resposta da microdureza na linha da solda do lado do alumínio



Fonte: Autor

O perfil transversal da microdureza do lado do alumínio apresentou o perfil em M verificado na literatura por Behemmant et al. (2012) e Cavalieri et al. (2006). A Figura 135 ilustra o perfil obtido. No corpo de prova 8 ocorreu o contato da ferramenta na chapa de titânio e, devido a isso, a região do pino sofreu uma maior influência, comparado ao corpo de prova 17, onde, devido ao ângulo de 3°, a penetração da ferramenta foi menor.

Figura 135 - Microdureza na seção transversal do lado do Alumínio

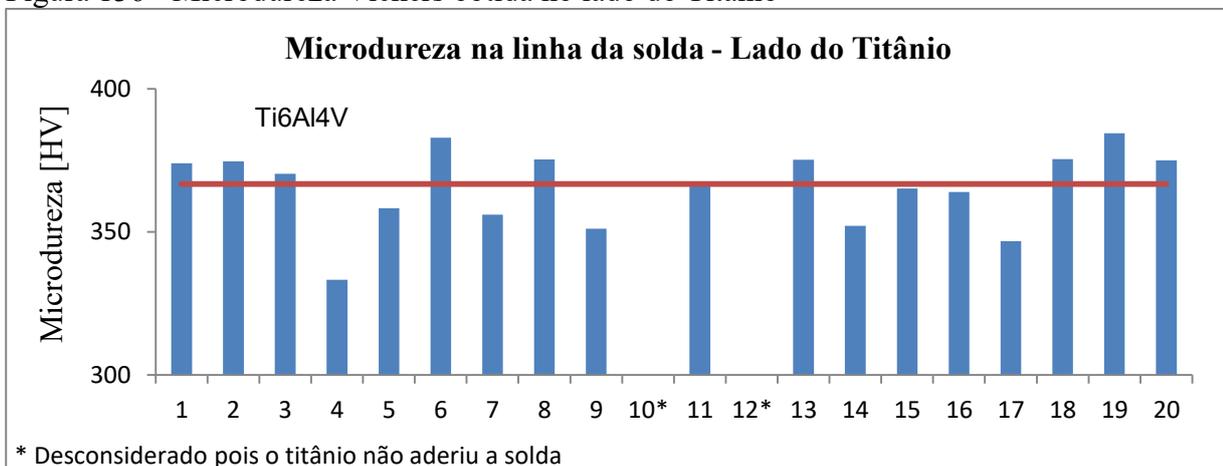


Fonte: Autor

4.8.2 Microdureza do lado do Titânio

A microdureza máxima obtida foi de 384 HV e a mínima foi de 333 HV, uma relação de 1,05 e 0,91, respectivamente, se comparados ao metal base. A Figura 136 ilustra a microdureza obtida nos corpos de prova e no metal base.

Figura 136 - Microdureza Vickers obtida no lado do Titânio



* Desconsiderado pois o titânio não aderiu a solda

Fonte: Autor

A Tabela 14 mostra os valores de microdureza obtido em cada ensaio.

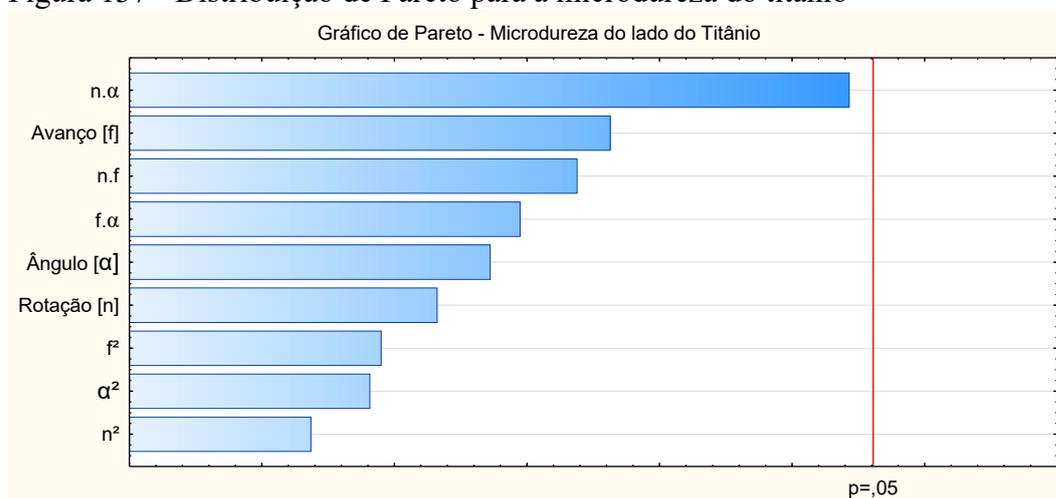
Tabela 14 - Resultado da microdureza do lado do titânio

Ensaio	Corpo de prova	Rotação [RPM]	Avanço [mm/min]	Ângulo [°]	Microdureza Ti [HV]
1	25	1100	20	1	373,96
2	7	1500	20	1	374,67
3	24	1100	40	1	370,30
4	8	1500	40	1	333,26
5	10	1100	20	3	358,32
6	9	1500	20	3	382,94
7	17	1100	40	3	356,07
8	22	1500	40	3	375,38
9	26	1300	30	0,3	351,10
10	23	1300	30	3,7	Não avaliado
11	11	1300	13,2	2	366,40
12	13	1300	46,8	2	Não avaliado
13	20	963,6	30	2	375,27
14	12	1636,4	30	2	352,14
15	15	1300	30	2	365,13
16	14	1300	30	2	363,99
17	16	1300	30	2	346,77
18	19	1300	30	2	375,44
19	18	1300	30	2	384,47
20	21	1300	30	2	375,00

Fonte: Autor

Na linha de solda no lado do titânio, o R^2 foi de 0,58, onde não foi encontrado nenhum parâmetro com nível de significância P ao nível de 0,05. A figura mostra a distribuição de Pareto.

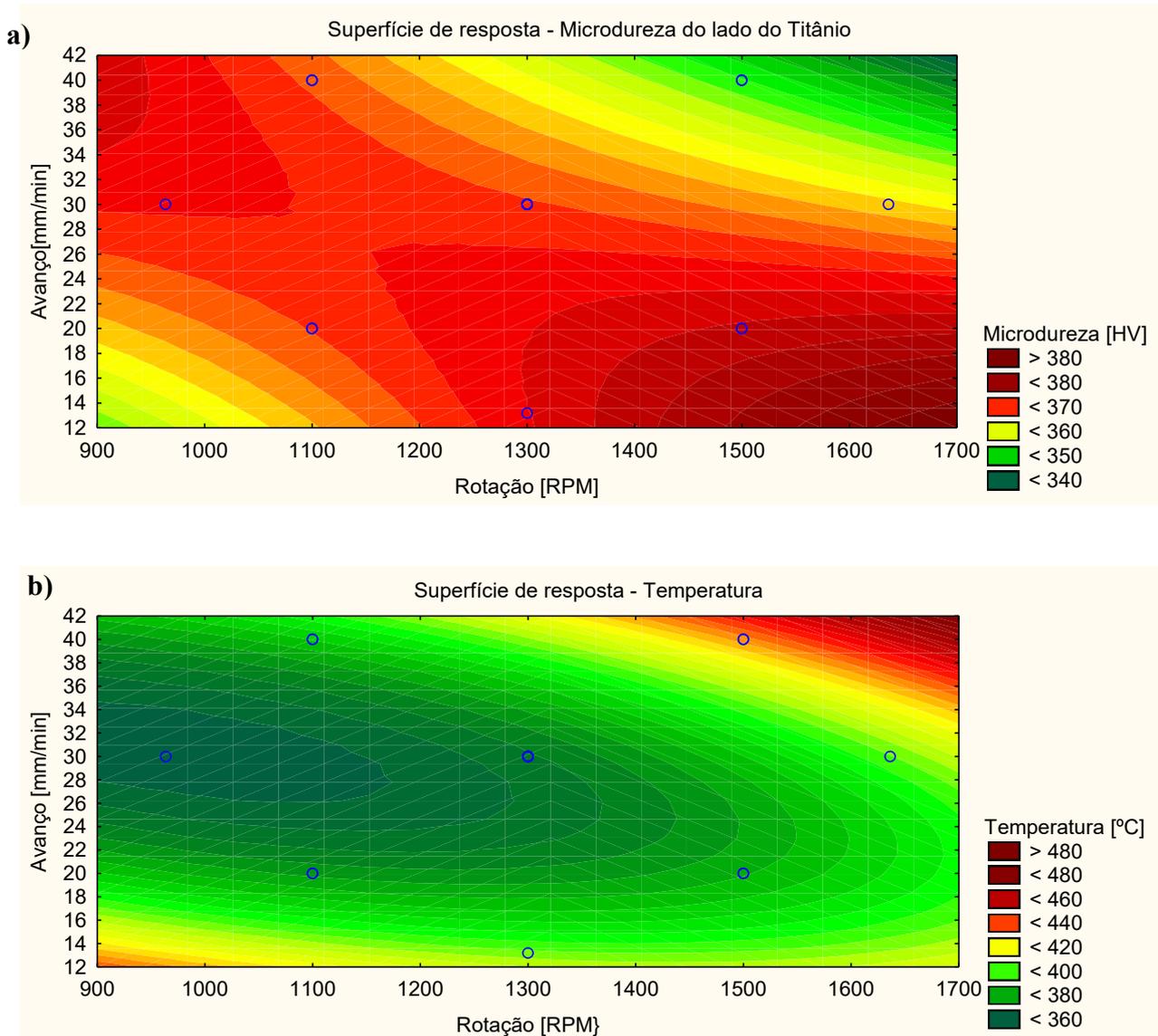
Figura 137 - Distribuição de Pareto para a microdureza do titânio



Fonte: Autor

Por meio da comparação entre a superfície de resposta da microdureza e temperatura (Figura 138), é observado que na região com valores elevados de microdureza a temperatura era mais baixa.

Figura 138 - Superfície de resposta: a) da microdureza na linha da solda do lado do titânio; e b) da temperatura

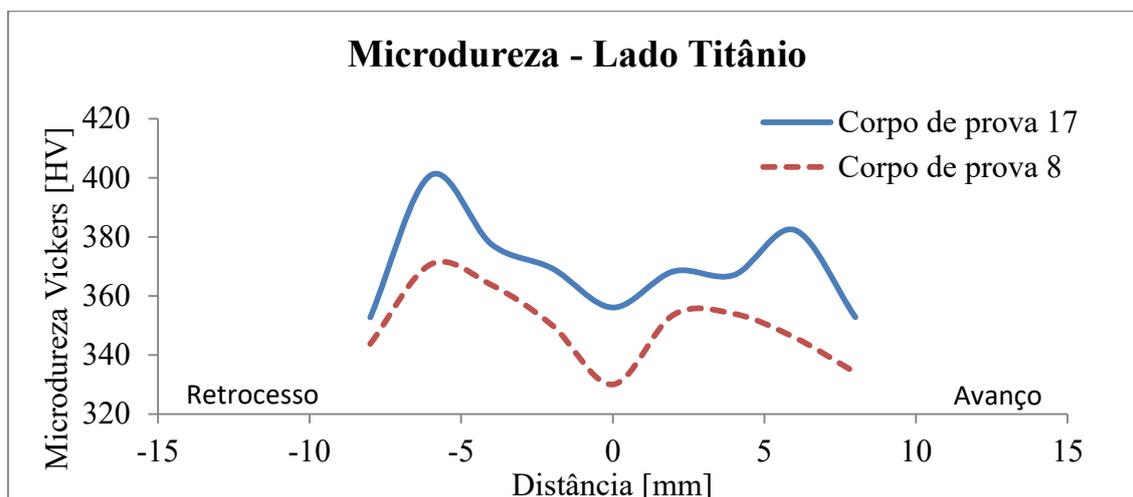


Fonte: Autor

O perfil de microdureza no titânio (Figura 139) apresentou o mesmo perfil da microdureza do alumínio. Nas regiões próximas ao pino, onde ocorreram altas temperaturas, a microdureza apresentou valores baixos, relação demonstrada nas superfícies de resposta entre microdureza do titânio e temperatura. No corpo de prova 8, devido ao contato da ferramenta na chapa de titânio, o perfil apresentou valores inferiores comparados ao corpo de prova 17.

Isso decorre da temperatura, que o corpo de prova atingiu nesta região, ser superior ao atingido pelo corpo de prova 17 que, por apresentar um ângulo maior, teve menor aproximação da ferramenta com a chapa de titânio.

Figura 139 - Microdureza na seção transversal do lado do titânio



Fonte: Autor

4.9 ANÁLISE DO ENSAIO DE TRAÇÃO

A força máxima atingida no ensaio 19 foi de 12197 N para os parâmetros de 1300 RPM de rotação, avanço de 30 mm/min e ângulo de 2°, obtendo uma eficiência de solda de 119% em relação ao material base de menor limite de resistência (AA2024). Além deste corpo de prova, os ensaios 6 e 14 apresentaram uma força máxima de 11056 N e 10335,02 N, respectivamente, ambos acima da carga do material base AA2024. A elevada eficiência deve-se a consolidação efetiva da solda entre as ligas de alumínio e titânio. Nestes ensaios, foi observado que ocorreram em alta rotação, baixo avanço e ângulos de 2° e 3°. Rotações elevadas com baixos valores de avanço estão relacionadas com altas temperaturas, que possivelmente favoreceram para uma solda eficaz. A proximidade da ferramenta na chapa inferior é outro fator que influencia no limite de resistência da solda. Segundo Chen e Yazdanian (2015), a penetração ideal é quando a ferramenta aproxima-se da chapa inferior ao máximo, porém sem o contato. No caso, ângulos entre 2° e 3° apresentaram uma penetração sem contato com a placa de titânio. Outro fator foi a ausência de defeito internos nestes corpos de prova. O resultado do ensaio é mostrado na Tabela 15.

Tabela 15 - Resultado do ensaio de tração

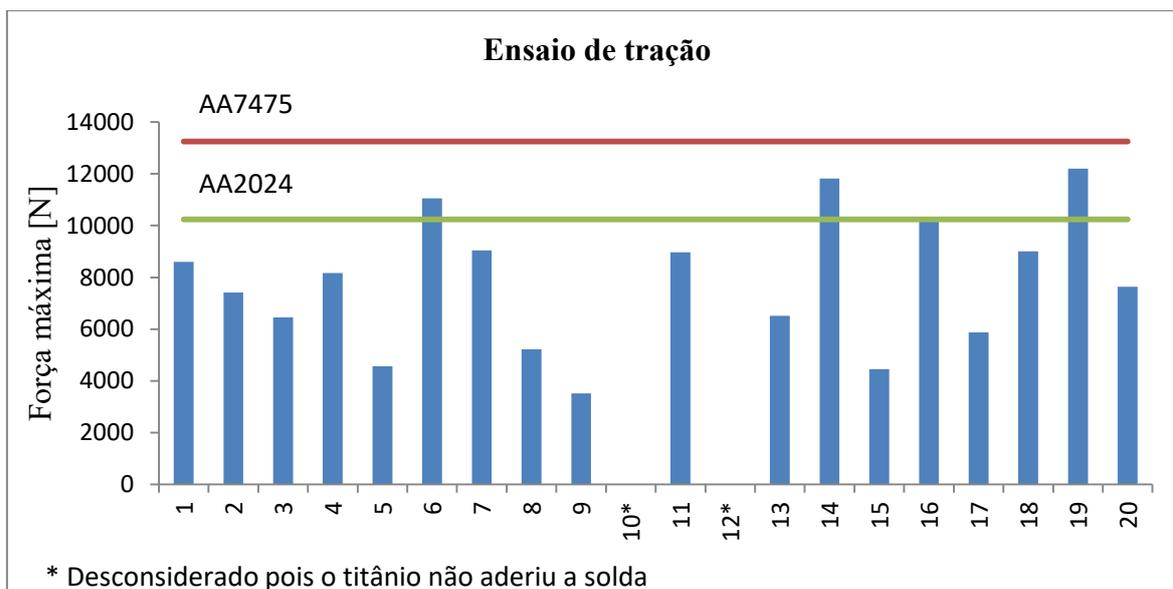
Ensaio	Corpo de prova	Rotação [RPM]	Avanço [mm/min]	Ângulo [°]	Tração [N]
1	25	1100	20	1	8600,35
2	7	1500	20	1	7409,20
3	24	1100	40	1	6455,00
4	8	1500	40	1	8166,51
5	10	1100	20	3	4565,80
6	9	1500	20	3	11056,51
7	17	1100	40	3	9043,95
8	22	1500	40	3	5220,50
9	26	1300	30	0,3	3516,50
10	23	1300	30	3,7	Não avaliado
11	11	1300	13,2	2	8973,30
12	13	1300	46,8	2	Não avaliado
13	20	963,6	30	2	6515,50
14	12	1636,4	30	2	11824,30
15	15	1300	30	2	4456,50
16	14	1300	30	2	10335,02
17	16	1300	30	2	5873,00
18	19	1300	30	2	9004,00
19	18	1300	30	2	12197,34
20	21	1300	30	2	7633,80

Fonte: Autor

A força mínima foi de 2737 N para a rotação de 1300 RPM, avanço de 46,82 mm/min e ângulo de 2°. Devido a defeitos da solda, principalmente na formação de vazios, alguns corpos de prova apresentaram baixo limite de resistência. Estes defeitos também prejudicaram a análise estatística do processo, que apresentou uma relação de R^2 de 0,39.

A Figura 140 apresenta o resultado obtido do ensaio de tração. A linha em vermelho representa a força máxima suportada até a ruptura de um corpo de prova do AA7475-T6 sem solda e a linha em verde representa a força máxima necessária para a ruptura de um corpo de prova do material AA2024-T4 sem solda.

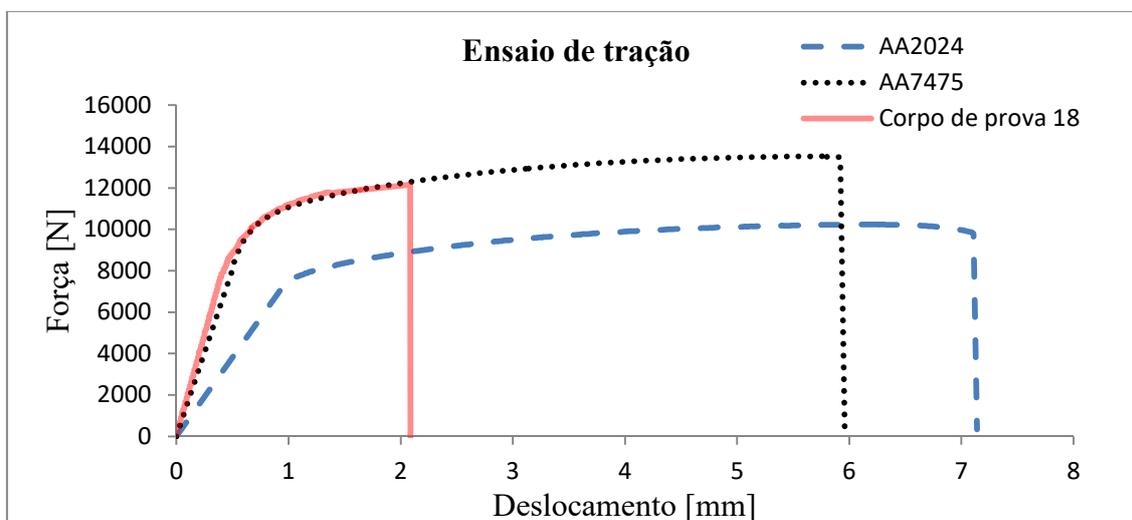
Figura 140 - Resultados do ensaio de tração



Fonte: Autor

A curva de força por deslocamento ilustrada na Figura 141 demonstra o comportamento em tração do corpo de prova 18, que obteve o maior limite de resistência dentre os corpos de prova testados. Na figura, o corpo de prova é comparado com a curva de força por deslocamento dos metais bases sem processamento. O comportamento da solda foi semelhante ao do metal base AA7475, chegando a 92% da força máxima do AA7475 e 119% do AA2024.

Figura 141 - Curva de força por deslocamento do ensaio de tração



Fonte: Autor

4.10 OTIMIZAÇÃO

A otimização dos parâmetros independentes foi realizada com a ferramenta *desirability* do programa STATISTICA. Para a otimização foram assumidas as seguintes considerações:

- a) Força de apoio: Segundo o experimento de Kim et al (2006), uma maior força de apoio resultou em soldas sem defeitos numa área de variação da rotação e avanço maior. Visando um processo robusto, onde pequenas variações nos parâmetros independentes não prejudiquem a qualidade da solda, foi considerada como parâmetro desejável a maior força de apoio possível.
- b) Torque: O parâmetro apresentou forte relação com a temperatura e com a tensão residual. Alto torque resultou em altas temperaturas e conseqüentemente baixas tensões residuais. Devido a isso, foi considerado alto torque como parâmetro desejável.
- c) Temperatura: Altas temperaturas estão relacionadas à baixa tensão residual, por isso, as altas temperaturas foram consideradas como parâmetro desejável.
- d) Microdureza: Uma estrutura com alta microdureza superficial é desejada para se garantir a integridade superficial do material.
- e) Tensão residual: Baixos valores de tensão residual são desejáveis, pois são menos propicias a propagação de trincas.
- f) Força máxima: Alto valores de força resultam numa solda mais resistente a cargas em tração e são desejados para a resistência este tipo de solicitação mecânica.

Tendo estabelecidas as premissas de análise, na Figura 142 são mostradas as superfícies de resposta obtidas com a análise dos parâmetros ótimos. O resultado é mensurado por meio do índice de desejabilidade, onde 1 é considerado o resultado desejado e foi representado pelas cores próximas ao vermelho, e 0 o resultado indesejado, representado por cores próximas ao verde..

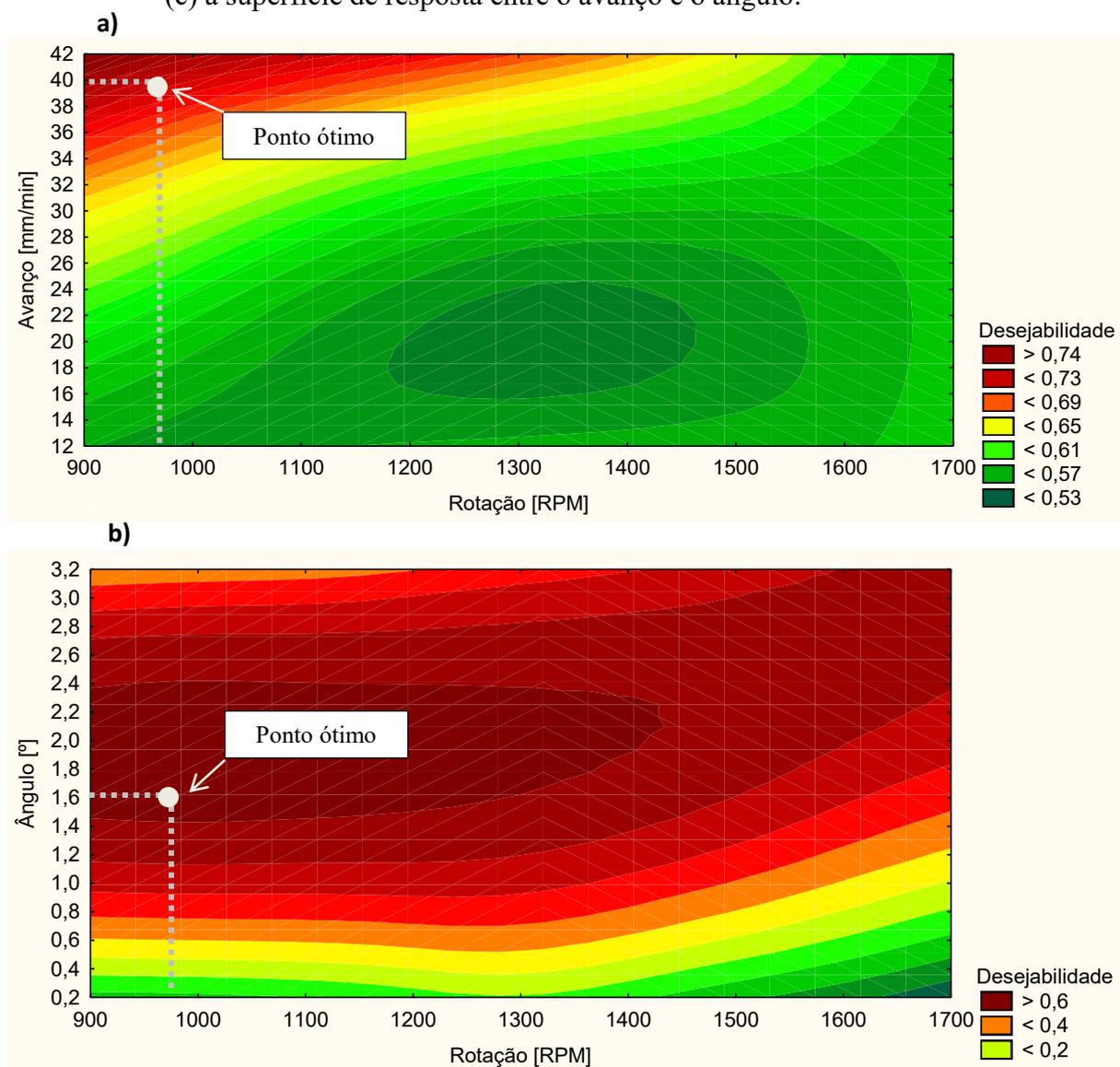
Nos itens (a) e (b) é verificado que para que se atinja um índice de desejabilidade elevado, a rotação deve apresentar valores de até 1400 RPM. Baixa rotação resultou em alta força de apoio e alto torque, como observados nas análises anteriores.

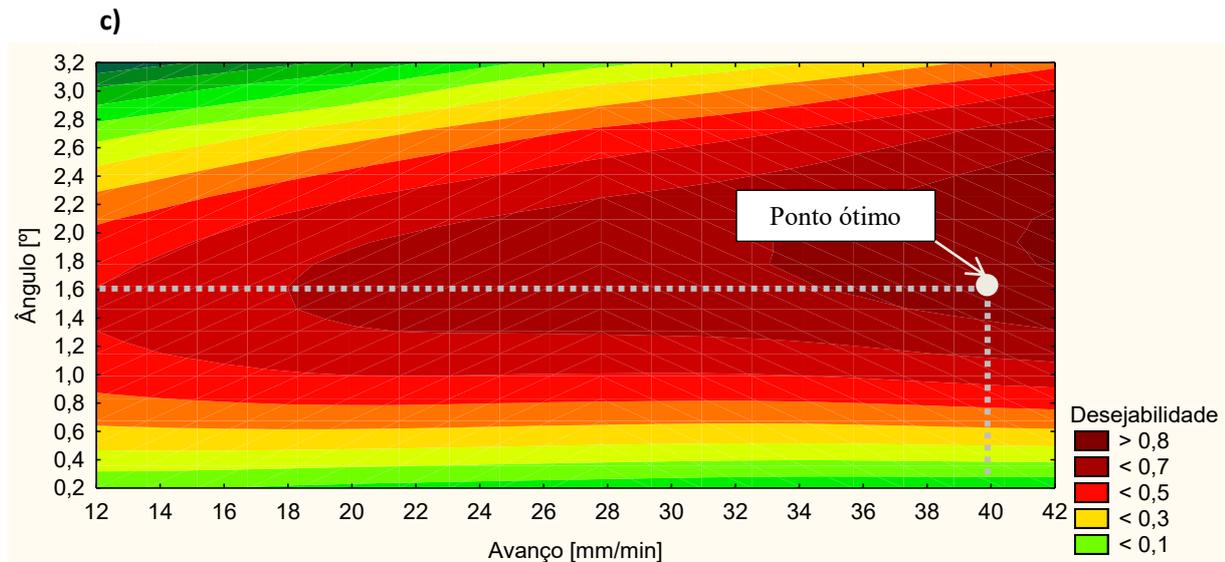
A análise do avanço nos itens (a) e (c) mostram uma região ótima acima de 34 mm/min. Nesta região foram encontrados os valores de alto torque e temperatura, resultando em baixa tensão residual e alta microdureza.

Com a análise do item (b) e (c), foi verificada uma região ótima para ângulos entre $1,6^\circ$ e $2,4^\circ$. Este resultado é reflexo do grau de penetração da ferramenta nas chapas.

A rotina de otimização obteve um índice máximo de desejabilidade de 0,73, para a rotação de 964 RPM, avanço de 40 mm/min e ângulo de $1,6^\circ$, onde, na Figura 142, a linha branca destaca os valores ótimos para cada parâmetro analisado.

Figura 142 - Análise da otimização dos parâmetros dependentes. (a) Superfície de resposta entre a rotação e avanço, (b) Superfície de resposta entre a rotação e o ângulo e (c) a superfície de resposta entre o avanço e o ângulo.





Na Tabela 16 são mostrados os resultados dos 3 ensaios com parâmetros independentes próximos aos parâmetros otimizados. No ensaio 3, foi verificado que a força máxima apresentou resultado inferior ao esperado na otimização. O ensaio 7 apresentou tensão residual superior ao otimizado no lado do alumínio e no ensaio 13, a força máxima e a tensão residual do alumínio apresentaram resultados abaixo do esperado. Os parâmetros comparados são parâmetros aproximados aos ótimos, e por meio destes resultados é possível verificar que o estudo de otimização apresentou consistência.

Tabela 16 - Resultado próximos dos pontos ótimos

	Resultados			
	Otimização	Ensaio 3	Ensaio 7	Ensaio 13
Rotação [RPM]	964	1100	1100	963,6
Avanço [mm/min]	40	40	40	30
Ângulo [°]	1,6	1	3	2
Força de avanço [N]	6768,7	6515,	5258,	5481,3
Torque [N.m]	19,1	17,5	16,6	17,1
Temperatura [K]	369,8	359,8	372,2	356,7
Tração [N]	9457,6	6455	9043,9	6515,5
Microdureza Al [HV]	151,9	152,1	154,5	145,4
Microdureza Ti [N]	374,3	370,3	356,1	375,3
Tensão residual Al [Mpa]	112,1	105	159	138
Tensão residual Ti [Mpa]	-107,4	-102,2	-73,1	-85

Fonte: Autor

5 CONCLUSÃO

Este trabalho estudou a integridade superficial e propriedades mecânicas de uma solda tri-dissimilar entre ligas de alumínio com uma liga de titânio. Além disso, foi analisada a influência dos parâmetros de solda nos esforços e na temperatura, buscando identificar a relação entre eles. As conclusões foram as seguintes:

- a) Foi possível a realização de uma solda por atrito linear tri-dissimilar entre ligas de alumínio e titânio sem a presença de defeitos na maior parte dos parâmetros selecionados.
- b) O ângulo de posição da ferramenta influenciou diretamente na penetração da ferramenta na solda e, conseqüentemente, nos parâmetros analisados. Ângulos elevados apresentaram baixa penetração e ângulos próximos de zero apresentaram uma mistura irregular. Para o ângulo de $3,7^\circ$, a chapa de titânio não aderiu a solda. O ângulo de 1° apresentou alta penetração na chapa de alumínio, resultando no contato com a chapa de titânio e o ângulo de $0,36^\circ$ apresentou um contato irregular do ombro com a superfície das chapas de alumínio, resultando no defeito de vazio. O ângulo de 2° apresentou a melhor penetração na solda.
- c) Na análise dos parâmetros monitorados, a força de apoio apresentou o avanço e o ângulo como parâmetros de maior influência. Elevados avanços resultaram em elevados valores na força de apoio e, ângulos próximos de 2° apresentaram maior força de apoio. O torque apresentou relação com a rotação, avanço e ângulo. Baixas rotações e alto avanço resultaram em alto torque. Ângulos entre 1° e 2° resultaram em alto torque. A temperatura foi influenciada pelo avanço e pelo ângulo. Avanços abaixo de 18 mm/min e acima de 34 mm/min apresentaram altas temperaturas. Ângulos entre 1° e 2° apresentaram maiores temperaturas.
- d) Foi verificado no perfil transversal da tensão residual e da microdureza o perfil em M característico da solda por atrito entre as ligas de alumínio estudadas.
- e) Foi observado nas chapas de alumínio que tensões positivas são encontradas na superfície das regiões onde houve o contato da ferramenta com as chapas e a

medida que a profundidade aumenta, a tensão decrescem até valores próximos de zero ou negativos.

- f) A tensão residual do lado do titânio apresentou forte relação com a temperatura, onde resultados com elevadas tensões residuais apresentaram baixas temperaturas. A microdureza do titânio não apresentou relação significativa com os parâmetros independentes. Foi observada a influência do pino no perfil transversal da tensão residual e da microdureza, influenciando as altas temperaturas na região próximas ao pino. Na tensão residual, a região próxima do pino apresentou valores inferiores às regiões adjacentes. Na microdureza, as regiões próximas ao pino apresentaram valores mais elevados, comparado as regiões adjacentes.
- g) Por meio do ensaio de tração, foi verificado soldas com o limite de resistência acima do limite de resistência do AA2024, com uma eficiência máxima de 119%. Isso ocorreu porque a chapa de titânio exerceu a função de reforço para a solda. Devido a defeitos internos, alguns corpos de prova apresentaram valores de limite de resistência baixos, e devido a isso, não houve uma relação estatística entre o ensaio de tração e os parâmetros independentes do processo.
- h) Relacionando os resultados desejáveis de todos os parâmetros analisados, foi verificado que o melhor equilíbrio estaria para rotações próximas de 964 RPM, avanço de 40 mm/min e ângulo de 1,6°, onde o índice de desejabilidade obtido foi de 0,73.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como sugestão para trabalhos futuros, seria interessante a realização de um novo planejamento experimental tomando como ponto central os parâmetros otimizados. Outra linha seria o estudo de ferramentas com características que resultem num melhor acabamento superficial da solda. A caracterização microscópica seria interessante para verificar as regiões microestruturais formadas e o estudo da influência da camada de $TiAl_3$ na qualidade da solda.

REFERÊNCIAS

- ALMEIDA, D. T. **Análise microestrutural e avaliação mecânica de juntas soldadas por fricção e mistura mecânica (FSW) da liga de alumínio 5182-O**, 2015. 120 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia em Ciência e Tecnologia dos Materiais) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2015.
- AONUMA, M.; NAKATA, K. Dissimilar Metal Joining of 2024 and 7075 aluminium alloys to titanium alloys by friction stir welding. **Material Transactions**, Tóquio, v. 52, n. 5, p. 948 - 952, 8 Dezembro 2011.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DO ALUMÍNIO (ABAL). **Fundamentos e Aplicações do Alumínio**, ABAL, São Paulo, 2007.
- ASTM E837-08. **Standard test method for determinig residual stresses by the hole drilling strain gage method**. [S.l.]. 2009.
- AVAL, H. J. Microstructure and residual stress distributions in friction stir welding of dissimilar aluminium alloys. **Material and Design**, n. 87, p. 405-413, 2015.
- AVINASH, P. et al. Friction stir welded butt joints of AA2024 T3 and AA7075 T6 aluminum alloys. **Procedia Engineering**, n. 75, p. 98 - 102, 2014.
- BAHEMMAT, P. et al. Study on dissimilar friction stir butt welding of AA7075-O and AA2024-T4 considering the manufacturing limitation. **International Journal Manufacture Technology**, n. 59, p. 939 - 953, 2012.
- BITONDO, C. et al. Friction stir welding of AA2198 butt joints: mechanical characterization of the process and of the welds through DOE analysis. **Int J Adv Manuf. Technol.**, Naples - Italy, p. 505 - 516, 2010.
- BOYER, R.; WELSCH, G.; COLLINGS, E. W. **Materials Properties Handbook - Titanium Alloys**. 4th. ed. [S.l.]: ASM International, 2007.
- CALADO, V.; MONTGOMERY, D. C. **Planejamento de Experimentos usando o Statistica**. Rio de Janeiro: E-Papers, 2003.
- CAPELARI, T. V. **Avaliação da geometria de ferramentas e parâmetros do processo de FSW na soldagem da liga de alumínio AA5052**, 2006. 69 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2006.
- CASTRO, R. A. S. et al. Friction stir welding on T-joints: residual stress evaluation. **8º Congresso Nacional de Mecânica Experimental**, 21-23 Abril 2010.
- 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**, Lecce - Italy, n. 46, p. 588 - 594, 2006.

CAVALIERE, P.; PANELLA, F. Effect of tool position on the fatigue properties of dissimilar 2024 - 7075 sheets joined by friction stir welding. **Journal of materials processing technology**, Lecce - Italy, n. 206, p. 249 - 255, 2008.

CERVEIRA, R. L. L. P. **Caracterização experimental do comportamento mecânico sob solitação multiaxial em junções de chapas AA2024-T3 soldadas por fricção mistura ("FSW")**, 2008. 154 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2008.

CHEN, Y. C.; NAKATA, K. Microstructural characterization and mechanical properties in friction stir welding of aluminum and titanium dissimilar alloys. **Materials and Design**, Osaka - Japan, n. 30, p. 469 - 474, 2009.

CHEN, Z. W.; YAZDANIAN, S. Microstructures interface region and mechanical behaviours of friction stir lap Al6060 to Ti-6Al-4V welds. **Materials Science & Engineering A**, New Zealand, n. 634, p. 37 - 45, 2015.

CRUZ, M. F. **Desenvolvimento dos parâmetros de Friction Stir Welding - FSW, aplicado na junção de topo de chapas finas de alumínio de alta resistência**, 2009. 179 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Engenharia Aeronáutica e Mecânica) - Instituto tecnológico de Aeronáutica, São José dos Campos, 2009.

DERRINGER, G.; SUICH, R. Simultaneous Optimization of Several Response Variables. **Journal of Quality Technology**, v. 12, p. 214-219, 1980.

DURSUN, T.; SOUTIS, C. Recent developments in advanced aircraft aluminium alloys. **Material and design**, Turkey, n. 56, p. 862-871, 2014.

FARIAS, A. **Avaliação de processamento por atrito linear em chapa da liga de titânio TI-6Al-4V**, 2015. 250 p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2015.

FRATINI, L.; MACALUSE, G.; PASTA, S. Residual stresses and FCP prediction in FSW through a continuous FE model. **Journal of Materials Processing Technology**, n. 209, p. 5465-5474, 2009.

FRATINI, L.; ZUCCARELLO, B. An analysis of through thickness residual stresses in aluminium FSW butt joints. **International Journal of Machine Tools & Manufactures**, Palermo - Italy, n. 46, p. 611 - 619, 2006.

GENICOLO, M. A. C. **Estudo de viabilidade para implementação de uniões soldadas pelo método friction stir welding em estruturas aeronáuticas**, 2007. 69 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2007.

GUPTA, N.; PARAMSOTHY, M. Metal and Polymer matrix composites: Functional lightweight materials for high performance structures. **The Minerals, Metal & Materials Society**, v. 66, n.6, p. 862 - 865, 1 May 2014.

HILLER, D. D. J. **Estudo de parâmetros e percursos no processo de soldagem de mistura por atrito (FSW) da liga de alumínio 5052**, 2007. 128 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2007.

HUSSEIN, S. A. et al. The joining of three dissimilar metallic alloys by a single pass friction stir welding. **International Symposium on Research in Innovation and Sustainability**, Malacca - Malaysia, p. 1569 - 1574, 15-16 October 2014.

JONH, R.; JATA, K. V.; SADANANDA, K. Residual stress effects on near threshold fatigue crack growth in friction stir welds in aerospace alloys. **International Journal of Fatigue**, Washington, n. 25, p. 939-948, 2003.

KHODIR, S. A.; SHIBAYANAGI, T. Friction stir welding of dissimilar AA2024 and AA7075 aluminum alloys. **Material Science and Engineering B**, Osaka - Japan, n. 148, p. 82 - 87, 3 September 2007.

KIM, Y. G. et al. Three defect in friction stir welding of aluminum die casting alloy. **Material Science and Engineering A**, Japan, n. 415, p. 250 - 254, 2006.

KRASNOWSKI, K.; HAMILTON, C.; SYMEK, S. Influence of the tool shape and weld configuration on microstructure and mechanical properties of the AL 6082 alloy FSW joints. **Archives of civil and mechanical engineering**, Clivice - Poland, n. 15, p. 133 - 141, 2015. ISSN 1644-9665.

KRISHNAN, K. N. On the formation of onion rings in friction stir welds. **Materials Science and Engineering A**, n. 327, p. 246–251, 2002.

KUMAR, K.; KAILAS, S. V. The role of friction stir welding tool on material flow and weld formation. **Materials Science and Engineering A**, n. 485, p. 367–374, 2008.

KUSUDA, Y. Honda develops robotized FSW technology to weld steel and aluminum and applied it to a mass-production vehicle. **Industrial Robot: An International Journal**, v. 40, p. 208-212, 2013.

LEONARD, A. J.; LOCKYER, S. A. Flaws in friction stir welds. **4th international Symposium on Friction Stir Welding**, Park City - Utah - USA, 14-16 May 2003.

LEYENS, C.; PETERS, M. **Titanium and Titanium Alloys. Fundamentals and Applications**. Weinheim: Wiley - VCH, 2003.

MASHININI, P. M. **Process window for friction stir welding of 3 mm Titanium (Ti-6Al-4V)**, 2010. 123 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Faculty of Engineering, the Built Environment and Information Technology, Port Elizabeth, South Africa, 2010.

MAZZAFERRO, C. et al. Evolução microestrutural em juntas de aço trip soldado a ponto por fricção e mistura mecânica. **Congresso Internacional da Associação Brasileira de Metalurgia**, Belo Horizonte - MG, v. 64, 2009.

MEHTA, M.; ARORA, A.; DEBROY, D. A. Tool geometry for friction stir welding - Optimum shoulder diameter. **Metallurgical and Materials Transactions A**, v. 42A, p. 2716 - 2722, September 2011.

MEILINGER, A.; TOROK, I. The importance of friction stir welding tool. **Production Processes and System**, n. 1, v. 6, p. 25 - 34, 2013.

MISHRA, R. S.; MA, Z. Y. Friction stir welding and processing. **Materials Science and Engineering R**, China, v. 50, p. 1-78, August 2005.

MISHRA, R. S.; MAHONEY, M. W. **Friction Stir Welding and Processing**. [S.l.]: ASM International, 2007.

MONTGOMERY, D. C. **Design and analysis of experiments**. 5th. ed. Arizona: John Wiley & Sons, Inc, 2001.

NAJAFKHANI, A.; ZANGENEH-MADAR, K.; ABBSZADEH, H. Evaluation of microstructure and mechanical properties of friction stir welded copper / 316L stainless steel dissimilar metals. **International Journal of ISSI**, Tehran - Iran, v. 7, p. 21 - 25, 2010.

OHASHI, R. et al. Effect of contamination on microstructure in friction stir spot welded DP590 steel. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 14, n. 3, p. 221 - 227, 2009.

OLIVEIRA, F. S. **Análise de tensões residuais por difração de raios X em chapas de alumínio 2024-T3 soldadas por FSW**, 2011. 126 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia do Programa de Mestrado Profissionalizante) - Instituto Tecnológico de Aeronáutica, São José dos Campos, 2011.

OLIVIECKI, N. J.; BESKOW, A. B. Análise dos parâmetros de processo de solda por fricção em uma liga de alumínio. **Perspectiva**, Erechim, n. 37, p. 15 - 29, Junho 2013.

PERINI, R. **O uso da difração de raios X para determinação da tensão residual induzida pelo processo de roleteamento em uma camisa de cilindro de motor diesel**, 2008. 121 p. Dissertação (Mestrado em Ciências na Área de Tecnologia Nuclear) - Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, São Paulo, 2008.

POUGET, G.; REYNOLDS, A. P. Residual stress and microstructure effects on fatigue crack growth in AA2050 friction stir welds. **International Journal of Fatigue**, n. 30, p. 463-472, 2008.

PRATER, T. Friction Stir Welding of Metal Matrix Composites for use in aerospace structures. **Acta Astronautica**, v. 93, p. 366 - 373, 2014.

PREVÉY, P. S. X-Ray diffraction residual stress techniques. **Metal Handbook**, n. 10, p. 380 - 392, 1986.

RAI, R. et al. Review: friction stir welding tool. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 16, n. 4, p. 325-342, 2011.

REZA-E-RABBY, M.; REYNOLDS, A. P. Effect of tool pin thread forms on friction stir weldability of different aluminum alloys. **Procedia Engineering**, Columbia - SC - USA, v. 90, p. 637-642, 2014.

ROBE, H. et al. Microstructural and mechanical characterization of a dissimilar friction stir welded butt joint made of AA2024-T3 and AA2198-T3. **Materials Characterization**, n. 110, p. 242-251, 2015.

RUSSELL, M. **Friction Stir Welding - Recent Developments and Process Enhancements**, TWI Ltd, Cambridge, UK, 2010.

RUSSO, R.; VENTURINI, F. **Mais uma vez**. [S.l.]: [s.n.], 2003.

SALIH, A. S. et al. A review of friction stir welding of aluminium matrix composites. **Material and Design**, United Kindom, v. 86, p. 61-71, July 2015.

SANTELLA, M. et al. Friction stir spot welding of DP780 carbon steel. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 15, n. 14, p. 271 - 278, 2010.

SATO, Y. S. et al. Microstructural Evolution of 6063 Aluminum during Friction-Stir Welding. **Metallurgical and materials transactions A**, n. 30, p. 2429-2437, September 1999.

SCHOLTES, -I. B. **Residual Stress Analysis of Components with Real Geometries Using the Incremental Hole-Drilling Technique and a Differential Evaluation Method**. Kassel: Kassel university press GmbH, 2007.

SHAH, S.; TOSUNOGLU, S. Friction Stir Welding: Current State of the Art and Future Prospects. **The 16th World Multi-Conference on Cybernetics and Informatics**, 17-2- July 2012.

SONG, Y. et al. Defect features and mechanical properties of friction stir lap welded dissimilar AA2024 - AA7075 aluminum alloy sheets. **Material and Design**, Tianjin - China, n. 55, p. 9 - 18, 2014.

SOUSA, D. A. **Determinação de Tensões Residuais em Materiais Metálicos por meio do Ensaio de Dureza**, 2012. 110 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica em Materiais e Processos) - Universidade Federal São João Del-Rei, São João Del-Rei, 2012.

STORHOHANN, D. et al. Fusion and Friction Stir Welding of Aluminum-Metal-Matrix Composites. **Metallurgical and Materials Transactions**, v. 36A, p. 3237 - 3247, November 2005.

SURI, A. An Improved FSW Tool for Joining Commercial Aluminum Plates. **Procedia Materials Science**, India, n. 6, p. 1857 - 1864, 2014.

SUTTON, M. A. et al. A study of residual stresses and microstructure in 2024-3 aluminum friction stir butt welds. **Journal of Engineering Materials and Technology**, n. 124, p. 215 - 221, April 2002.

THE ALUMINUM ASSOCIATION. **International Alloy Designations and Chemical Composition Limits for Wrought Aluminum and Wrought Aluminum Alloys**. [S.l.]: The Aluminum Association, Inc, 2015.

THOMAS, W. M. et al. **Patent Application No. 9123978.8**, 1991.

TWI Global. Disponível em: <<http://www.twi-global.com/capabilities/joining-technologies/friction-processes/>>. Acesso em: 27 Novembro 2016.

VEIGA, C.; P., D. J.; LOUREIRO, A. J. R. Properties and applications of titanium alloys: A brief review. **Rev. Adv. Mater. Sci**, Coimbra - Portugal, n. 32, p. 133 - 148, 30 May 2012.

WEI, Y. et al. Joining aluminum to titanium alloys by friction stir lap welding with cutting pin. **Material characterization**, Xi'an - China, n. 71, p. 1 - 5, 30 May 2012.

WU, A. et al. Interface and properties of the friction stir welded joints of titanium alloy Ti6Al4V with aluminum alloy 6061. **Materials and Design**, Beijing, China, n. 71, p. 85 - 92, 2015. ISSN 0261-3069.

ZAPATA, J.; TORO, M.; LOPEZ, D. Residual stresses in friction stir dissimilar welding of aluminum alloys. **Journal of Materials Processing Technology**, Colombia, n. 229, p. 121-127, 2016. ISSN 0925-0136.

ZHANG, Y. N. et al. Review of tools for friction stir welding and processing. **Canadian Metallurgical Quarterly**, Canada, v. 51, p. 250 - 261, 2012.