

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E
ENGENHARIA DE MATERIAIS**

**INFLUÊNCIA DO DEFEITO TIPO CUNHA NO COMPORTAMENTO
MECÂNICO DE JUNTAS DE LIGA DE ALUMÍNIO 2198 SOLDADAS POR
FRICÇÃO POR PONTO (FSpW)**

Pablo Aronne Funchal de Barros

São Carlos
2015

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E
ENGENHARIA DE MATERIAIS**

**INFLUÊNCIA DO DEFEITO TIPO CUNHA NO COMPORTAMENTO
MECÂNICO DE JUNTAS DE LIGA DE ALUMÍNIO 2198 SOLDADAS POR
FRICÇÃO POR PONTO (FSpW)**

Pablo Aronne Funchal de Barros

Dissertação apresentada ao
Programa de Pós-Graduação em Ciência e
Engenharia de Materiais como requisito
parcial à obtenção do título de MESTRE EM
CIÊNCIA E ENGENHARIA DE MATERIAIS

Orientador: Dr. Nelson Guedes de Alcântara

São Carlos
2015

Ficha catalográfica elaborada pelo DePT da Biblioteca Comunitária UFSCar
Processamento Técnico
com os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

B277i Barros, Pablo Aronne Funchal de
Influência do defeito tipo cunha no comportamento mecânico de juntas de liga de alumínio 2198 soldadas por fricção por ponto (FSpW) / Pablo Aronne Funchal de Barros. -- São Carlos : UFSCar, 2016.
71 p.

Dissertação (Mestrado) -- Universidade Federal de São Carlos, 2015.

1. Soldagem por fricção por ponto (FSpW). 2. Liga de alumínio. 3. Planejamento de experimentos (DOE). 4. Método de Taguchi. 5. Resistência ao cisalhamento. I. Título.

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho a memória de minha avó Lúcia Aronne, que por ter uma bondade maior do que este mundo foi embora dele cedo demais.

“No que se diz respeito ao empenho, ao compromisso, ao esforço, à dedicação, não existe meio termo. Ou você faz uma coisa bem feita ou não faz.”

(Ayrton Senna)

VITAE DO CANDIDATO

Engenheiro de Materiais pela UFSCar (2012)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS

Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia
Programa de Pós-Graduação em Ciência e Engenharia de Materiais

Folha de Aprovação

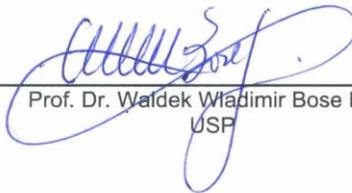
Assinaturas dos membros da comissão examinadora que avaliou e aprovou a Defesa de Dissertação de Mestrado do candidato Pablo Aronne Funchal de Barros, realizada em 01/12/2015:



Prof. Dr. Nelson Guedes de Alcântara
UFSCar



Prof. Dr. Claudemiro Bolfarini
UFSCar



Prof. Dr. Waldek Wladimir Bose Filho
USP

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, Fernanda e Rodrigo, que sempre estiveram ao meu lado, me motivando e acreditando no meu potencial, fazendo com que eu nunca desistisse e sempre quisesse chegar mais longe do que até eu acreditava ser possível.

Às minhas avós Lúcia, in memoriam, e Neuza, e minha tia Ana Lúcia, que nunca deixaram de me colocar em suas orações me dando forças e boas energias, à minha irmã Marina e ao meu primo Pedro, pelo companheirismo e amizade sem tamanho, e a toda minha família que sou abençoado de ter.

À Mylena, por todo carinho, amor, compreensão e suporte durante todo este período.

Ao meu orientador Nelson Guedes de Alcântara, por todas as oportunidades que me proporcionou e proporciona, pela orientação e amizade.

Ao Jorge Fernandez dos Santos por toda hospitalidade, pela orientação e por proporcionar o desenvolvimento de minha pesquisa no instituto HZG na Alemanha.

A todos os amigos da UFSCar, do LabSol e da Alemanha, e em especial aos companheiros de trabalho do CCDM com quem tenho o prazer de conviver diariamente, e aos que compõem a família Cabañas.

Aos professores do DEMa e do PPG-CEM, grandes mestres que são os verdadeiros responsáveis pelo conhecimento adquirido desde a graduação.

À instituição CNPq, pela concessão da bolsa de estudos durante os seis primeiros meses de pesquisa.

RESUMO

Uma das principais considerações na seleção de materiais para a fabricação de estruturas de aeronaves está relacionada à redução de peso [1]. Neste contexto, ligas de alumínio-lítio têm se destacado em aplicações aeroespaciais devido à sua atraente combinação de propriedades como baixa densidade, alta resistência específica e resistência à corrosão [2-5]. Devido às dificuldades para união destas ligas por processos convencionais de soldagem associadas às altas condutividades térmicas e baixas temperaturas de fusão, tecnologias de soldagem no estado sólido emergem com grande potencial para simultaneamente reduzir os defeitos de solidificação e aumento de peso. A viabilidade da Soldagem por Fricção por Ponto (do inglês – *Friction Spot Welding – FSpW*) para unir chapas de materiais leves posiciona esta tecnologia como potencial substituta para os processos de união por ponto, como soldagem por resistência (RSW) e soldagem a laser (LSW), para aplicação nas indústrias automotiva e aeroespacial [6-8]. O presente trabalho visou estudar a influência do defeito de cunha na resistência ao cisalhamento (RC) das juntas da liga de alumínio 2198-T8 fabricadas por FSpW. O efeito dos parâmetros de processo foi avaliado em relação à RC e relacionado com as configurações microestruturais. Os valores de comprimento de cunha e RC foram utilizados como resposta no processo de otimização desenvolvido utilizando-se a ferramenta estatística de planejamento de experimentos com o Método de Taguchi. Por fim, foi possível comparar o comportamento da cunha com os resultados de RC. A maior influência sobre o desempenho de solda foi exercida pela profundidade de penetração enquanto a velocidade de rotação foi um parâmetro menos significativo. Com a minimização da cunha obteve-se uma resposta benéfica no desempenho de solda, o que foi associado à ausência de uma região potencial para a nucleação de trincas. Apesar de descontinuidades inerentes, resultados promissores foram encontrados para juntas de alumínio para aplicações aeroespaciais.

INFLUENCE OF HOOK DEFECT ON MECHANICAL BEHAVIOR OF AA2198 FRICTION SPOT WELDS

ABSTRACT

One of the main considerations in selecting materials to manufacture aircraft structures is related to weight saving [1]. In this context, the promising aluminum-lithium alloys have been receiving special attention in aerospace applications due to its attractive combination of low density, high specific strength and corrosion resistance [2-5]. Due to difficulties joining these alloys by conventional welding processes associated to their high thermal conductivity and low melting temperature, solid-state joining technologies emerge as great possibilities to simultaneously solve problems of solidification defects and increasing weight. The feasibility of Friction Spot Welding (FSpW) in joining sheets of lightweight material (e.g. aluminum alloys) places this technology as a potential replacement to the spot-like joint processes, as resistance spot welding (RSW) and laser spot welding (LSW), for application in automotive and aerospace industries [6-8]. In this work, the influence of hook defect on the lap shear strength (LSS) of AA2198-T8 friction spot welds was studied. The effects of process parameters was evaluated in terms of LSS and related to the microstructural configurations. The values of hook length measurements and the LSS were used as response in optimization process developed using the statistical tool of DoE technique with Taguchi Method. Finally it was possible to compare the hook behavior with lap shear strength results. The higher influence on the weld performance was exerted by plunge depth whereas rotational speed was found to be a less significant parameter. Through the minimization of the hook defect, a beneficial response on the weld performance was observed, which was associated to the absence of a potential site for crack nucleation. In spite of inherent discontinuities, promising results were found for aluminum joints for aerospace applications.

PUBLICAÇÕES

Barros, PAF, Campanelli, LC, Bissolatti, MG, Santos, JF, Alcântara, NG, Suhuddin, UFH, Wang, H. Taguchi optimization of hook defect on AA2198 friction spot joints. 1st Brazilian-German Symposium on Materials Science and Engineering, São Paulo. 2014. (Apresentação de Trabalho/Simpósio).

SUMÁRIO

FOLHA DE APROVAÇÃO	i
AGRADECIMENTOS.....	iii
RESUMO.....	v
ABSTRACT	vii
PUBLICAÇÕES	ix
SUMÁRIO.....	xi
ÍNDICE DE TABELAS	xiii
ÍNDICE DE FIGURAS.....	xv
SÍMBOLOS E ABREVIACÕES.....	xix
1 INTRODUÇÃO.....	1
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1 Ligas de Alumínio.....	5
2.1.1 Características gerais.....	5
2.1.2 Ligas de Al-Cu-Li.....	6
2.1.3 Liga de Alumínio 2198.....	9
2.2 Soldagem por fricção por ponto (FSpW)	10
2.2.1 Características do processo.....	10
2.3 Características microestruturais	13
2.3.1 Defeitos microestruturais.....	14
2.3.1.1 Cunha	15
2.4 Planejamento de experimentos (DOE)	16
2.4.1 Método de Taguchi	17
2.4.1.1 Curva de resposta e ANOVA	19
3 MATERIAIS E MÉTODOS	21

3.1	Material e equipamento	21
3.2	Otimização do processo	24
3.3	Comprimento da cunha.....	24
3.4	Caracterização mecânica	25
3.4.1	Ensaio de cisalhamento.....	25
3.4.2	Microdureza.....	26
3.5	Avaliação macro e microestrutural.....	27
3.6	Fluxograma das atividades	28
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	31
4.1	DOE – Método de Taguchi	31
4.1.1	Resposta: Carga de cisalhamento.....	31
4.1.2	Resposta: Comprimento da cunha	39
4.2	Avaliação micro e macroestrutural.....	46
4.3	Outras avaliações	52
4.3.1	Fratura no cisalhamento	52
4.3.2	Perfil de Microdureza.....	54
4.4	Cunha <i>versus</i> resistência ao cisalhamento.....	56
4.4.1	Experimentos adicionais para redução da cunha	58
5	CONCLUSÕES	61
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	65
7	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	67

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1 – Seleção de matriz ortogonal segundo o método de Taguchi [33].	19
Tabela 3.1 - Composição química da liga de alumínio 2198.....	21
Tabela 3.2 - Valores de dureza Vickers dos materiais base.	21
Tabela 3.3 - Níveis de variação dos parâmetros de processo.	23
Tabela 4.1 - Condições experimentais e média dos resultados para carga de cisalhamento.....	31
Tabela 4.2 - Tabela de Resposta para Médias e Razão S/R.	33
Tabela 4.3 – ANOVA para a resistência ao cisalhamento (cargas médias).....	35
Tabela 4.4 - Condições experimentais e resultados médios para as soldas complementares.....	36
Tabela 4.5 – Condições experimentais e média dos resultados para as medidas do comprimento da cunha.....	40
Tabela 4.6 – Tabela Resposta para Média e Razão S/R.	42
Tabela 4.7 - ANOVA para medidas de comprimento da cunha.....	43
Tabela 4.8 – Condições experimentais e média dos resultados de comprimento da cunha para as soldas complementares.....	44
Tabela 4.9 – Cargas de cisalhamento e comprimento da cunha para as condições C7SC e C7+C10.	58

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 – Representação esquemática da microestrutura dos precipitados nas ligas Al-Li 2099 e 2198 [adaptado de 18].	8
Figura 2.2 - Ferramenta de FSpW: (a) componentes (pino, camisa e anel de fixação); (b) ferramenta montada.	11
Figura 2.3 - Ilustração esquemática da variação “penetração da camisa” do processo de soldagem por fricção por ponto apresentando os quatro principais estágios: (a) fixação das chapas e rotação da ferramenta na superfície da chapa superior; (b) penetração da camisa e retração do pino; (c) retorno da camisa e do pino para a superfície da chapa superior; (d) remoção da ferramenta [24]......	12
Figura 2.4 - Macrografia da seção transversal de uma junta soldada pelo processo de soldagem por fricção por ponto evidenciando as regiões típicas formadas.	13
Figura 2.5 - Macrografia da região de cunha na fronteira entre a ZM e ZTMA	16
Figura 3.1 - Representação esquemática do corpo de prova, evidenciando a junta sobreposta, utilizado para ensaio de cisalhamento.....	22
Figura 3.2 - Equipamento Harms & Wende RPS 100 utilizado na produção das juntas.	22
Figura 3.3 - Método desenvolvido para medir o "comprimento da cunha".	25
Figura 3.4 - Representação esquemática da utilização de apoios para correção do desalinhamento da amostra.	26
Figura 3.5 - Configuração da linha de indentação.....	27
Figura 3.6 - Representação esquemática da seção transversal das juntas soldadas.....	27
Figura 3.7 – Fluxograma de atividades.	29
Figura 4.1 - Efeitos principais plotados por média e razão S/R para os parâmetros de soldagem (a) Velocidade de rotação (b) Profundidade de Penetração e (c) Tempo de Soldagem.	33
Figura 4.2 - Porcentagem de contribuição de cada parâmetro de soldagem...	35

Figura 4.3 - Efeito dos parâmetros: (a) VR, (b) PP e (c) TS na carga de cisalhamento das juntas soldadas por FSpW.....	37
Figura 4.4 – Efeitos principais plotados por Média e Razão S/R.....	41
Figura 4.5 – Porcentagem de contribuição para cada parâmetro de soldagem.	43
Figura 4.6 – Efeito dos parâmetros: (a) VR, (b) PP e (c) TS nas medidas do comprimento da cunha das juntas soldadas por FSpW.	45
Figura 4.7 - Macrografias da seção transversal em um plano de simetria das regiões soldadas	48
Figura 4.8 - Em detalhe a ponta da cunha com destaque para a provável área resistiva efetiva no cisalhamento.....	49
Figura 4.9 - Macrografias das seções transversais em um plano de simetria para as soldas complementares.....	50
Figura 4.10 - Maior ampliação da condição C10 mostrando em detalhe a cunha e a região de fraca ligação.	51
Figura 4.11 - Maior ampliação da condição C12 mostrando em detalhe o defeito falta de preenchimento.	51
Figura 4.12 - Condição C1: (a) Foto da superfície da fratura na chapa inferior; (b) Macrografia da superfície de fratura.	53
Figura 4.13 - Condição C10: (a) Foto da superfície da fratura na chapa inferior; (b) Macrografia da superfície de fratura.	53
Figura 4.14 - Perfil de dureza mostrando em detalhe as três regiões típicas do processo FSpW (ZTA, ZTMA, ZM) nas condições de soldagem (a) C1e (b) C7.	55
Figura 4.15 - Medidas do comprimento da cunha <i>versus</i> resistência ao cisalhamento para todas as condições de soldagem propostas pelo Método de Taguchi.....	56
Figura 4.16 - Medidas do comprimento da cunha <i>versus</i> resistência ao cisalhamento para as condições complementares de soldagem.....	57
Figura 4.17 – Macrografias em seção transversal da região soldada das condições (a) C7SC e (b) C7+C10.....	59

Figura 4.18 – Resultados de média da carga de cisalhamento e média do comprimento da cunha para condições C7SC e C7+C10 comparados com a condição C7.	59
--	----

SÍMBOLOS E ABREVIACÕES

ANOVA Análise de Variância

DOE *Design of Experiments* (planejamento de experimentos)

F Fator de Fisher

FSpW *Friction Spot Welding* (soldagem por fricção por ponto)

FSSW *Friction Stir Spot Welding* (soldagem por fricção e mistura por ponto)

FSW *Friction Stir Welding* (soldagem por fricção e mistura)

GKSS *Gesellschaft für Kernenergieverwertung in Schiffbau und Schifffahrt*

GL Graus de liberdade

HZG *Helmholtz-Zentrum Geesthacht*

ISO *International Organization for Standardization*

LSS *Lap shear strength* (resistência ao cisalhamento)

LSW Laser spot welding (soldagem a ponto a laser)

MB Metal Base

MO Microscopia óptica

OP-S *Colloidal Silica Suspension (for very ductile metals)*

P% Porcentagem de contribuição

PP Profundidade de penetração

QM Quadrados Médios

RC Resistência ao cisalhamento

RWS Resistance spot welding (soldagem por resistência por ponto)

S/R Razão Sinal-Ruído

SQ Soma de quadrados

VR Velocidade de rotação

ZM Zona de mistura

ZTA Zona termicamente afetada

ZTMA Zona termomecanicamente afetada

1 INTRODUÇÃO

Práticas e processos sustentáveis têm se tornado recorrente devido à preocupação mundial com as questões ambientais abrindo espaço para discussões amplas que extrapolam reduzir, reutilizar e reciclar. A aplicação do conceito reduzir é largamente empregada quando o tema é transporte aéreo, que convive diariamente com pressão para a redução da emissão de gases poluentes através, por exemplo, da redução do consumo de combustível. É nesse cenário que as ligas leves, de baixa densidade e boa resistência como as ligas de alumínio, têm difundido sua aplicação, visando à diminuição do peso das aeronaves [1].

Para utilização destas ligas leves em componentes estruturais torna-se necessário a união destes materiais, e no caso das ligas de alumínio, algumas características como elevada condutividade térmica e baixa temperatura de fusão, dificultam a obtenção de uma junta de qualidade por processos de soldagem por fusão. Dessa forma, a rebiteagem é amplamente empregada pelo setor aeronáutico na união pontual de materiais metálicos, como por exemplo, para a união das chapas na fabricação da fuselagem de aeronaves. Entretanto, o aumento do peso das estruturas, característica inerente à tecnologia em questão, segue o caminho contrário à busca pela redução de peso.

Nesse cenário, um novo processo de união no estado sólido, a Soldagem por Fricção por Ponto (FSpW - *Friction Spot Welding* em inglês), desenvolvido e patenteado pela GKSS *Forschungszentrum* (hoje HZG - *Helmholtz-Zentrum Geesthacht*), centro de pesquisa alemão, começa a se destacar como a possibilidade de substituição de rebites. O processo utiliza calor de fricção para soldar duas ou mais placas e tem grande potencial para aplicações em indústrias automotivas e aeroespaciais [2- 5]. Nessas indústrias onde a redução de peso é extremamente importante, esse processo é aplicável para a soldagem de materiais leves, por exemplo, ligas de alumínio e magnésio, unindo duas ou mais placas em configuração de sobreposição, com o intuito de fabricar alguns componentes estruturais da "carcaça" das aeronaves [3, 9]. Em geral as vantagens de um processo no estado sólido são a eliminação da presença das fases frágeis interdendrítica e eutética

resultantes das estruturas de solidificação após o processo de fusão, e, a ausência de microestruturas de baixas propriedades mecânicas resultantes da fusão e re-solidificação, levando a melhores propriedades mecânicas como ductilidade e resistência além de baixas tensões residuais [3]. Em particular o processo de soldagem por fricção por ponto é caracterizado por propiciar uma junta livre de defeitos, com alta resistência e sem necessidade de material adicional, oferecendo inúmeras vantagens sobre as técnicas convencionais de união por ponto como: alta eficiência energética, redução no número de etapas do processo de fabricação, alta qualidade de superfície tornando desnecessário o pós-processo, alta velocidade de soldagem, boa reprodutibilidade, bem como alta compatibilidade ambiental [4, 5].

O grande potencial da aplicação deste processo para indústria aeronáutica fica claro no interesse da Airbus Alemanha que pretende utilizar essa tecnologia para soldar a liga de alumínio-lítio de alta resistência, 2198-T8, a fim de produzir os painéis da fuselagem longitudinal de aeronaves, substituindo assim as juntas de fixação mecânica como os rebites. Isso propiciaria grandes vantagens como redução de peso, retenção de 70-90% das propriedades mecânicas e redução nos custos de manutenção [9]. A redução de peso pela substituição de rebites por pontos de Soldagem por Fricção pode ser ilustrada com o exemplo da aeronave da Embraer modelo ERJ-145. Somente a retirada dos rebites representaria uma redução de peso em torno de 600 kg, o que equivale a aproximadamente 3% do peso total da aeronave [10, 11].

Por ser um processo de desenvolvimento recente, o FSpW ainda não figura como um método consolidado de soldagem por ponto nas aplicações para a indústria aeronáutica, especialmente no que se refere em sua aplicação em novas ligas desenvolvidas como a liga de alumínio 2198. Assim, um melhor entendimento, e, a busca por atingir os melhores parâmetros de soldagem, são fundamentais para um maior amadurecimento e confiabilidade do processo, fazendo parte do escopo deste trabalho. Além disso, no que tange ao conhecimento da influência do defeito cunha nas propriedades mecânicas da

junta soldada, não existe nenhum trabalho publicado no Brasil, fazendo parte também do referido escopo.

Nesse sentido, o objetivo principal deste trabalho é avaliar a influência do defeito de cunha no comportamento mecânico de juntas da liga de alumínio 2198 soldadas pela técnica de Soldagem por Fricção por Ponto - FSpW, buscando-se a otimização do processo. Para isso, foram avaliados os efeitos dos parâmetros de processo no comportamento mecânico das juntas sobrepostas, por meio de ferramentas estatísticas, bem como a influência da formação da cunha no desempenho em cisalhamento.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Ligas de Alumínio

2.1.1 Características gerais

Uma combinação única de propriedades coloca o alumínio e suas ligas entre os mais versáteis materiais de engenharia e construção. Todas as ligas são leves em peso e ainda algumas apresentam resistência melhor do que aços estruturais. A leveza é talvez a melhor característica conhecida do alumínio apresentando uma densidade de aproximadamente $2,7 \times 10^3$ quilogramas por metro cúbico a 20°C [6].

O alumínio apresenta alta resistência à corrosão devido à formação imediata de uma fina camada de óxido transparente na superfície exposta à atmosfera, o que protege o metal de mais oxidação. Esse material apresenta ainda alta resistência ao intemperismo, mesmo em atmosferas industriais, as quais normalmente corroem outros metais [6].

Em resumo as principais propriedades que fazem do alumínio um valioso material são sua aparência, leveza, resistência, reciclabilidade, resistência à corrosão, durabilidade, ductilidade, formabilidade e condutividade.

Muitas aplicações requerem uma versatilidade extrema que pode ser fornecida apenas pelo alumínio, como por exemplo, em carros e algumas aplicações marinhas [6]. Além disso, a relação de baixo peso combinado com alta resistência encontrado em algumas ligas especiais tem colocado o alumínio como o principal material para construções de aeronaves nos últimos sessenta anos [7].

O alumínio ainda tem grande destaque quando avaliado em questões ambientais. Sendo o elemento metálico mais abundante da crosta terrestre (8,3% em peso) e o terceiro mais abundante de todos os elementos (depois do oxigênio e o silício), apresenta grande capacidade econômica para a reciclagem, podendo ser recuperado e refinado para uso posterior utilizando apenas 5% do custo de energia do requerido para produzir a mesma quantidade de alumínio a partir do minério [7].

2.1.2 Ligas de Al-Cu-Li

O principal ponto de preocupação na seleção de materiais para fabricação de estruturas de aeronaves está relacionado à redução de peso [8]. Para tanto, o aumento do “payload” e a eficiência energética das aeronaves tem se tornado a principal questão para a indústria aeronáutica e com isso levado ao constante desenvolvimento de materiais com propriedades mecânicas altamente específicas. Neste contexto as ligas de alumínio lítio, uma das promissoras ligas tipicamente conhecidas como ligas Al-Li-Cu-X, tem recebido muita atenção em aplicações militares e aeroespaciais devido à atrativa combinação de propriedades, como baixa densidade, elevada resistência específica e módulo elástico, bem como alta relação entre rigidez e peso oferecidas quando comparadas com as ligas de alumínio das séries 2xxx e 7xxx convencionais, além do aumento na tenacidade a fratura, “fatigue crack growth resistance” e aprimorada resistência a corrosão [12-15].

Dessa forma, existe um significativo interesse da engenharia em ligas de alumínio contendo lítio visto o grande potencial de apresentar simultaneamente aumento na resistência com a redução na densidade [16]. A adição de Li em Al oferece a possibilidade de reduzir substancialmente o peso das ligas aeronáuticas uma vez que a cada 1%Li em peso adicionado ao Al, a densidade é reduzida em 3% e o módulo elástico aumentado em quase 6% [12, 15, 17], além de proporcionar a formação de poderosos precipitados endurecedores [18].

As primeiras ligas de Al-Li datam da década de 1920 e apenas em 1950 passaram a ter aplicações na indústria aeroespacial, com a liga 2020 (Al-1.21Li-4.45Cu-0.51Mn-0.20Cd, em %p), conhecida como a 1ª geração das ligas Al-Li. Na década de 80 a 2ª geração das ligas foi desenvolvida, contendo 1,9-2,7 %p de Li, como por exemplo a liga 8090 (Al-2.5Li-1.11Cu-1.16Mg-0.16Zr, em %p). Em geral, as ligas da 2ª geração apresentaram como melhorias a redução da densidade, aumento no módulo elástico e aumento na vida em fadiga [18].

As primeiras duas gerações de ligas Al-Li apresentavam problemas de ductilidade ou exibiam significativa anisotropia nas propriedades de tração,

assim, houve a necessidade de desenvolver novas ligas que não apenas reduzissem o peso, mas também reduzissem substancialmente os problemas preliminares. A terceira geração de ligas de alumínio lítio “tolerantes ao dano”, como são conhecidas, vem sendo desenvolvidas baseadas nas desvantagens apresentadas pelas gerações preliminares e com foco especial na evolução do processo de precipitação associada à melhoria das propriedades mecânicas. A nova geração de ligas Al-Li são obtidas com reduzidas concentrações de Li, 0,75-1,8 %p, e apresentam melhor resistência a corrosão, “good spectrum fatigue crack growth performance”, boa combinação entre resistência e tenacidade e compatibilidade com os processos convencionais de fabricação [12, 14, 15, 18].

As ligas de Al-Li são um dos tipos de ligas de Al endurecíveis por precipitação. Para se obter as vantagens do endurecimento por precipitação é necessário produzir inicialmente uma solução sólida supersaturada através de um processo de solubilização. O propósito da solubilização é inserir a máxima quantidade de solutos que promovam o endurecimento por precipitação, ou envelhecimento, como Cu, Li, Mg e Ag na solução sólida [19]. A adição de Li e Mg proporcionam a redução da densidade, além de promover o endurecimento por solução sólida e precipitação, assim como as adições de Cu e Ag. A presença de Zn melhora a resistência à corrosão e também proporciona o endurecimento por solução sólida. Adições de Zr e Mn são utilizadas para controle da recristalização e textura, e ainda a presença de Fe, Si, Na e K como impurezas afetam a tenacidade à fratura, sendo que Fe e Si também influenciam no comportamento em fadiga e corrosão. Por fim, o Ti é utilizado como elemento de liga para promover o refino de grão durante a solidificação dos lingotes [18].

Os produtos comercialmente disponíveis de ligas de Al-Cu-Li são tipicamente submetidos a operações de deformação a frio (estiramento, laminação a frio, entre outros) preliminarmente ao envelhecimento artificial para introduzir discordâncias que proporcionem sítios de baixa energia de nucleação para precipitados endurecedores, levando a um refinamento da microestrutura dos precipitados e a prevenção da precipitação nos contornos de grão durante

o envelhecimento. A máxima resistência mecânica dessas ligas é obtida a partir de uma microestrutura complexa na qual os precipitados T_1 (Al_2CuLi), δ' (Al_3Li), e os tipos θ' ($\sim\text{Al}_2\text{Cu}$) estão finamente dispersos na matriz [12, 18].

Os pronunciados efeitos da deformação a frio antes do envelhecimento na resistência e tenacidade nos produtos de ligas de Al-Li são devido à alta propensão da fase T_1 de nuclear nas discordâncias. O trabalho a frio preliminarmente ao envelhecimento aumenta o número de precipitados T_1 em aproximadamente duas ordens de grandeza [18].

Um diagrama esquemático dos precipitados é apresentado abaixo:

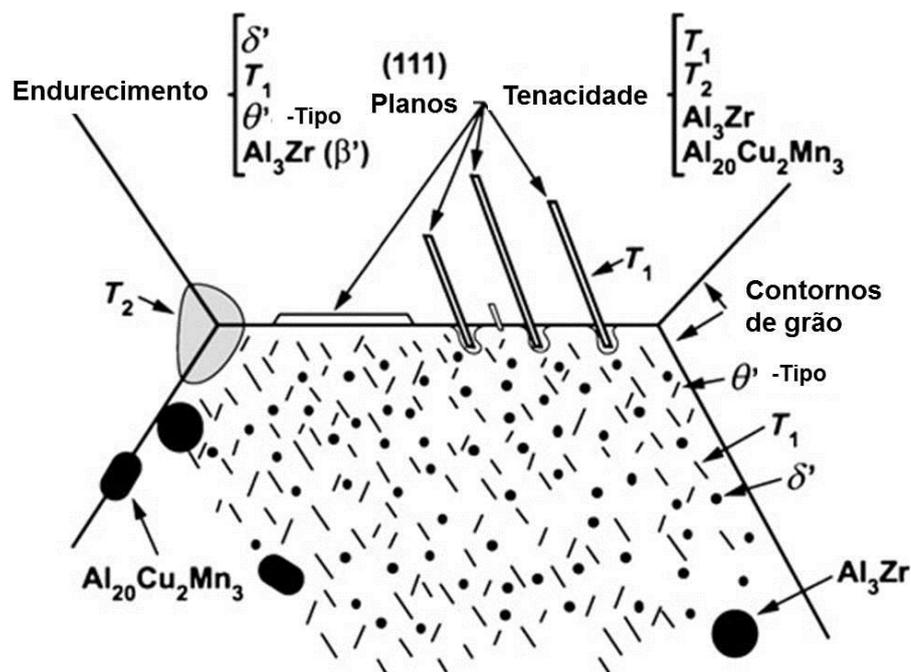


Figura 2.1 – Representação esquemática da microestrutura dos precipitados nas ligas Al-Li 2099 e 2198 [adaptado de 18].

Como exemplo, os produtos das ligas 2099, 2199 e 2198 (utilizada neste trabalho), exploram dos seguintes precipitados e elementos para obtenção de suas atraentes propriedades [18]:

- Endurecimento: T_1 (Al_2CuLi), δ' (Al_3Li), os tipos θ' ($\sim\text{Al}_2\text{Cu}$) e Mg;
- Controle da tenacidade: T_1 (Al_2CuLi), T_2 (Al_6CuLi_3), β' (Al_3Zr), e $\text{Al}_{20}\text{Cu}_2\text{Mn}_3$;
- Controle da recristalização: Dispersóides coerentes β' (Al_3Zr);
- Controle do tamanho de grão e textura: Dispersóides $\text{Al}_{20}\text{Cu}_2\text{Mn}_3$;

- Melhoria das propriedades de fadiga: Dispersóides incoerentes $\text{Al}_{20}\text{Cu}_2\text{Mn}_3$, δ' (Al_3Li);
- Melhoria na resistência a corrosão: Zn.

2.1.3 Liga de Alumínio 2198

Dentre as ligas de Al-Li da 3ª geração, a liga 2198 apresenta uma boa combinação de propriedades mecânicas estáticas, tolerância ao dano e formabilidade. Esta liga é derivada da liga 2098, a qual foi desenvolvida pela McCook Metals para responder a cargas elevadas em algumas peças da fuselagem do avião caça F-16. A liga 2198 foi desenvolvida pela Alcan contendo ligeiramente menos cobre quando comparada com a 2098 e algumas outras pequenas adaptações químicas para otimizar a tenacidade. Esta liga está entre as ligas ternárias de Al-Cu-Li que podem ser endurecidas por precipitação, o que permite o tratamento térmico de produtos com as configurações finais (“near net shape”) complexas, como as peças forjadas, para a obtenção de excelente relação entre resistência e tenacidade [12].

As excelentes propriedades mecânicas apresentadas pela liga 2198 baseiam-se principalmente na precipitação da fase T_1 (Al_2CuLi). Em específico a liga 2198-T8, envelhecida artificialmente, contém uma grande densidade da fase T_1 com alta razão de aspecto, com aproximadamente 1,3 nm de espessura e 50 nm de diâmetro [14].

As ligas de alumínio da série 2XXX apresentam cobre como o principal elemento de liga e são endurecidas por precipitação, sendo que a liga 2198 contém também lítio que reduz a densidade e aumenta o módulo de Young reduzindo o peso dos produtos fabricados com a mesma. Na condição de tratamento térmico T8, o material passa pela etapa de solubilização, trabalho a frio para aumentar a resistência e então é envelhecido artificialmente. Em comparação com a liga de alumínio já consolidada, 2024, a 2198 apresenta maior limite de escoamento, além de melhor tolerância ao dano e resistência a corrosão e fadiga, fazendo-a ideal para aplicações na fuselagem de aeronaves ou aplicações similares, uma vez que a otimização na tolerância ao dano tem

sido alvo dos estudos pois é de particular relevância para seleção de materiais para aeronaves comerciais [12, 17].

A liga de alumínio 2198 é uma das ligas de Al-Li que são conhecidas por apresentar elevados níveis resistência devido aos mecanismos de endurecimento por precipitação. Esta liga apresenta uma faixa de 2,9 %p a 3,3 %p de Cu e 0,9 %p a 1,1 %p de Li, típico de uma liga Al-Li da terceira geração, com menores níveis de Li se comparadas as primeiras duas gerações. O estado final de precipitação é obtido através de uma complexa sequência que pode envolver notáveis agrupamentos de solutos, zonas GP (Guinier-Preston), e fases T_1 , θ' e δ' [15]. A adição de teores de Cu e Mg desempenha um importante papel promovendo a formação da fase endurecedora metastável T_1 (Al_2CuLi) em detrimento da fase δ' (Al_3Li), a qual é geralmente ausente para níveis de Li abaixo de 1,3 %p. Outras fases já foram reportadas serem formadas nessas ligas incluindo θ'/θ'' (Al_2Cu), bem como Ω e S, dependendo da composição química. De todas as fases endurecedoras por precipitação descritas acima, as plaquetas hexagonais T_1 apresentam o maior interesse metalúrgico, uma vez que se encontram nos planos {111} da matriz e são muito eficazes no bloqueio do escorregamento [12, 18].

O uso da liga 2198-T8 para aplicações aeroespaciais tem tido avanços além das pesquisas, e recentemente os Estados Unidos utilizaram com sucesso placas de espessura de 3,6 a 6,1 mm para os tanques primário e secundário e componentes da carenagem do foguete Falcon [12].

2.2 Soldagem por fricção por ponto (FSpW)

2.2.1 Características do processo

A soldagem por fricção por ponto (FSpW *Friction Spot Welding* em inglês), desenvolvida e patenteada pela GKSS Forschungszentrum (hoje HZG - *Helmholtz-Zentrum Geesthacht*), é um processo de junção no estado sólido que utiliza calor originado da fricção para soldar duas ou mais chapas [2]. Esse processo tem grande potencial para encontrar aplicações na indústria automotiva e aeroespacial sendo adequado para soldagem de materiais leves, por exemplo, ligas de alumínio e magnésio, unindo duas ou mais chapas em

configuração de sobreposição em componentes estruturais [2, 4, 20]. Nesse processo, uma ferramenta em rotação é mergulhada no material a ser soldado, produzindo calor devido ao atrito gerado no contato da ferramenta com a superfície da chapa superior [5,20].

A ferramenta utilizada no processo é composta de três partes que se movem independentes: anel de fixação, camisa e o pino.

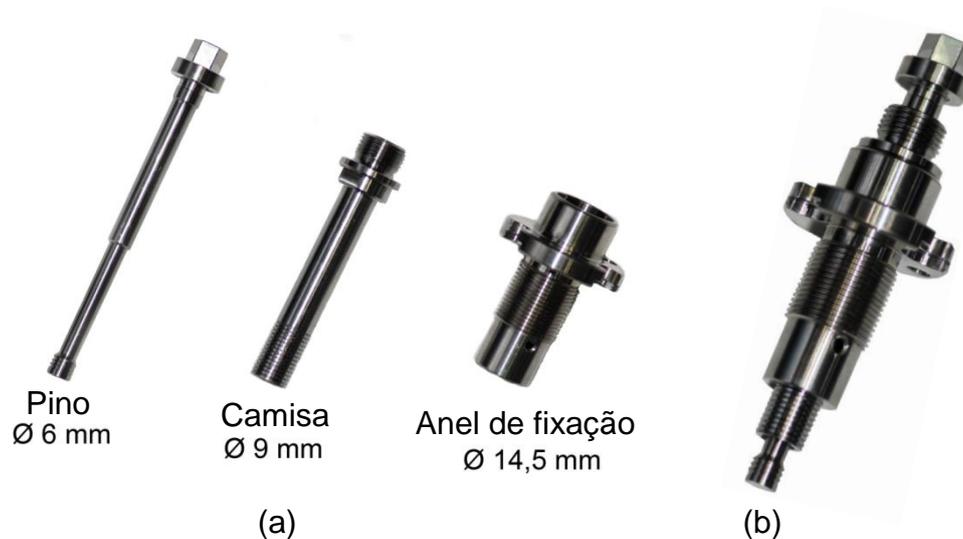


Figura 2.2 - Ferramenta de FSpW: (a) componentes (pino, camisa e anel de fixação); (b) ferramenta montada.

O anel de fixação tem a função de manter unidas as placas a serem soldadas durante o processo, além de funcionar como uma barreira para prevenir que o material plastificado seja perdido na forma de “*flash*”. O pino e a camisa apresentam funções diferentes dependendo da variação do processo que está sendo utilizada, sendo possíveis dois tipos, “penetração do pino” ou “penetração da camisa”, as quais dependem de qual parte da ferramenta está penetrando nas placas. Em ambos os casos o pino e a camisa movem-se em direções verticalmente opostas, o que cria um reservatório para acomodar o material deslocado. Após certa profundidade de penetração pré-definida ser atingida, o processo é invertido e as ferramentas retornam a superfície da placa superior, levando ao preenchimento da cavidade formada pela penetração [4, 21, 22]. A vantagem da “penetração da camisa” em relação à “penetração do

pino” é o tamanho da área da junta formada, maior no primeiro caso, o que garante uma maior resistência. Por outro lado, a “penetração do pino” é mais fácil de realizar uma vez que demanda menor força e torque pelo equipamento de soldagem [23].

O processo é realizado em quatro etapas como mostrado na Figura 2.3. Na primeira, as chapas são presas sobrepostas entre a placa de apoio e o anel de fixação, e o pino e a camisa começam a rotacionar na mesma direção, produzindo calor de fricção na superfície da chapa superior (Figura 2.3a). Na segunda etapa, para a variação “penetração da camisa”, a camisa penetra no material até a profundidade pré-definida ser atingida, enquanto o pino é retraído criando uma cavidade que acomoda o material plastificado (Figura 2.3b). O movimento vertical é então revertido e ambos componentes movem-se para a superfície da chapa superior, pressionando o material deslocado de volta para a chapa, completando assim a terceira etapa, e preenchendo a cavidade formada pela penetração da ferramenta (Figura 2.3c). Finalmente na última etapa, a fixação é liberada e a ferramenta completa é retirada do material de trabalho (Figura 2.3d), resultando em uma superfície plana com mínima perda de material [3, 4, 21].

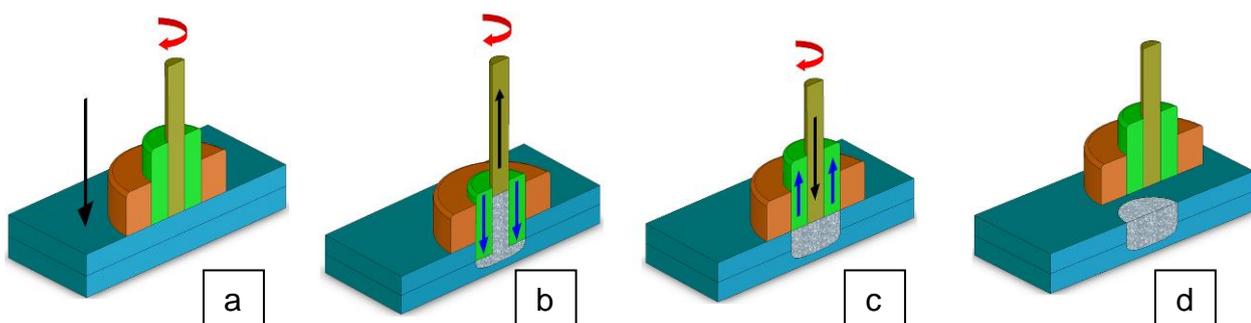


Figura 2.3 - Ilustração esquemática da variação “penetração da camisa” do processo de soldagem por fricção por ponto apresentando os quatro principais estágios: (a) fixação das chapas e rotação da ferramenta na superfície da chapa superior; (b) penetração da camisa e retração do pino; (c) retorno da camisa e do pino para a superfície da chapa superior; (d) remoção da ferramenta [24].

Em geral as vantagens de um processo no estado sólido consistem na inexistência das fases interdendríticas frágeis e eutética, que são formadas devido às estruturas de solidificação nos processos de soldagem por fusão.

Além disso, possibilita a união de materiais dissimilares e a soldagem de materiais de difícil fusão, garantindo baixas distorções e excelentes propriedades mecânicas [3, 4]. Em particular a soldagem por fricção por ponto é caracterizada por se apresentar livre de defeitos e propiciar alta resistência oferecendo inúmeras vantagens em relação às técnicas convencionais de união por ponto por fusão, soldagem por resistência (RSW) e soldagem à laser (LSW), como por exemplo, alta eficiência energética, redução no número de passos no processo – não é necessário um acabamento pós-processo devido à alta qualidade da superfície – alta velocidade de soldagem, bem como boa reprodutibilidade e compatibilidade ambiental. Além disso, não é requerido material adicional, muito pouco ou nenhum resíduo é gerado, e é de fácil automação [3, 4, 21, 22].

2.3 Características microestruturais

Em uma microestrutura típica resultante da soldagem por fricção por ponto (FSpW) três regiões distintas podem ser identificadas: Zona de Mistura (ZM), Zona Termo-Mecanicamente Afetada (ZTMA), e Zona Termicamente Afetada (ZTA).

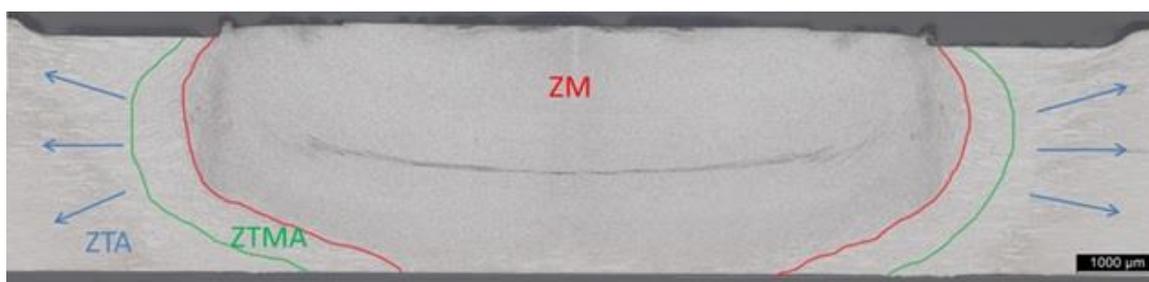


Figura 2.4 - Macrografia da seção transversal de uma junta soldada pelo processo de soldagem por fricção por ponto evidenciando as regiões típicas formadas.

A Figura 2.4 apresenta a macrografia de toda a região da junta soldada onde os limites entre a ZM, ZTMA e ZTA estão indicados, além da presença do metal de base em toda extensão após a ZTA. Na zona de mistura os grãos são refinados e equiaxiais uma vez que o calor de atrito pela fricção da ferramenta

(pino e camisa) e a agitação mecânica do material proporciona uma força suficiente para iniciar a recristalização dinâmica, ocasionada, portanto, pelo alto grau de deformação plástica. Isso possibilita a ocorrência de deformação plástica severa na ZM o que torna possível o fluxo do material no estado sólido. Além disso, o calor adiabático da deformação sub-interfacial contribui para que a temperatura na zona de mistura alcance aproximadamente $0,8 T_f$ (sendo T_f a temperatura de fusão do material) [4, 5, 21, 22].

A zona termo-mecanicamente afetada apresenta grãos distorcidos em comparação com o material base. Nessa região moderadas taxas de deformação e moderadas temperaturas, não suficiente para que ocorra a recristalização, porém, são responsáveis pelas mudanças microestruturais. Por fim, na zona termicamente afetada não ocorre trabalho mecânico, sendo a temperatura o único efeito externo na microestrutura [4, 5, 21, 22]. É importante destacar que a delimitação apresentada entre a ZM e ZTMA é aproximada, sendo que a exata delimitação também com a ZTA, demanda a medida do perfil de microdureza da seção transversal da junta soldada.

2.3.1 Defeitos microestruturais

Shen et al. [2013] relataram a existência de defeitos inerentes ao processo de soldagem associados a problemas no fluxo do material, tais como cunha, vazios, e preenchimento incompleto [9]. Esses defeito já haviam sido observados por Rosendo et al. [2007] e estudados por Rosendo et al. [2011] e Parra et al. [2011] que ainda identificaram vazios agrupados, falta de mistura e falta de preenchimento, como defeitos relacionados a problemas no fluxo do material associados com combinações impróprias dos parâmetros de soldagem [4, 21, 25].

Rosendo et al. [2011] e Parra et al. [2011] identificaram também a presença de regiões parcialmente ligadas, definidas como regiões onde a ligação entre a chapa superior e inferior não é muito efetiva; e “*bonding ligament*”, região de forte adesão entre a chapa superior e inferior, com alta resistência [21, 25].

A presença da cunha relatada também pelos autores acima será especialmente discutida no tópico 2.3.1.1 devido a sua fundamental importância para o trabalho em questão.

2.3.1.1 Cunha

Devido ao formato curvo aparentando um gancho das regiões parcialmente unidas, estas são comumente referidas como regiões de cunha, ou defeito de cunha [26-28]. Esse defeito conforme indicado pela seta na Figura 2.5 ser definido como uma região de fraca ligação entre as placas, que é derivado a partir da interface entre as placas em configuração de sobreposição.

Badarinarayan et al. [2009] relacionaram a formação da cunha com o dobramento para cima da interface entre as chapas devido a penetração da ferramenta na chapa inferior, o que é corroborado por Parra et al [2011] que relacionaram a formação da cunha com a deformação plástica na chapa inferior, afirmando ainda que as dimensões finais deste defeito serão controladas pela energia de entrada no processo [21, 27].

Em seu estudo com a liga de alumínio 7075-T6, Shen et al. [2013] não identificaram o dobramento para cima da interface entre as chapas, justificado pela baixa plasticidade do material em questão, porém também atribuiu a formação da cunha com a penetração da ferramenta na chapa inferior [9].

A grande influência desse defeito, no comportamento mecânico de juntas soldadas por fricção por ponto, foi constatada a partir da observação que as falhas ocorridas em amostras submetidas ao ensaio de cisalhamento, iniciavam na ponta dessas regiões parcialmente ligadas. Dessa forma, foi evidenciado que a resistência à fratura da junta sobre carregamento axial é extensamente afetada pelas características da região de cunha, por suas dimensões e curvatura [29]. Além disso, Rosendo et al. [2011] relataram que as características geométricas da região soldada desempenham papel fundamental no mecanismo de fratura e portanto, no desempenho mecânico da junta [25]. Essas observações corroboram a importância de entender como os parâmetros de processo influenciam a formação da cunha, a sua geometria e

as propriedades mecânicas da junta soldada, relações essas que serão discutidas na presente estudo.

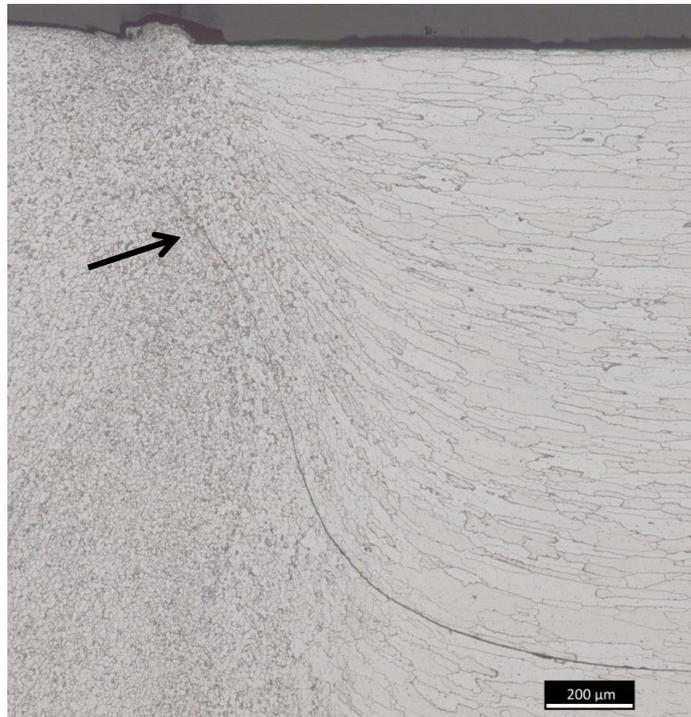


Figura 2.5 - Macrografia da região de cunha na fronteira entre a ZM e ZTMA

2.4 Planejamento de experimentos (DOE)

Planejamento de experimentos – *Design of Experiments* – é uma técnica estatística introduzida por R. A. Fisher em 1920 na Inglaterra para estudar o efeito de múltiplas variáveis simultaneamente, a fim de melhorar a qualidade do processo ou produto que está sendo avaliado por meio da determinação dos parâmetros mais relevantes. Assim, é possível minimizar a sensibilidade deste processo/produto a fatores que atrapalham, chamados de fatores “ruídos”. Em geral, os “ruídos” que são fatores incontroláveis, podem levar a um desvio da característica do processo/produto do seu valor ótimo, afetando a reprodutibilidade [30-31].

Na década de 40, o então pesquisador do Laboratório de Controles Eletrônicos no Japão, Dr. Genechi Taguchi, realizou diversas pesquisas com as técnicas de DOE e dedicou esforços consideráveis a fim de tornar essa técnica

experimental mais fácil de utilizar, e aplicá-la para melhorar a qualidade de produtos manufaturados. Assim, o Dr. Taguchi padronizou uma versão do DOE que ficou conhecida como Método de Taguchi, atualmente uma das mais efetivas ferramentas de qualidade utilizada por engenheiros em todos os tipos de atividade de manufatura [31].

2.4.1 Método de Taguchi

O método de Taguchi é uma eficiente ferramenta para solucionar problemas, que possibilita atualizar/melhorar o desempenho de um produto, processo, design e sistema com uma significativa diminuição no tempo experimental e conseqüentemente custo [30]. O método está situado no campo “*off-line*” de controle de qualidade, o qual significa otimização de engenharia e melhoria de produto/processo existentes, usando planejamento de experimentos (DOE) através do monitoramento, manutenção e melhoria dos processos durante a fabricação, usando processos de controle estatístico [31].

Uma vez que em um ambiente industrial o número de fatores influenciando o processo pode ser relativamente grande, e o número de experimentos aumenta com o aumento dos parâmetros de processo, visando à redução dessa complexidade, o método de Taguchi possibilita estudar o espaço completo de parâmetros do processo com um reduzido número de experimentos, a partir do uso de um projeto especial de matriz ortogonal, permitindo ainda determinar os parâmetros mais influentes no processo global. Devido a isso, essa técnica tem sido amplamente utilizada para otimização de processos de soldagem como soldagem de ponto a laser e soldagem por fricção e mistura [30, 32]. A técnica utilizada nesse trabalho de soldagem por fricção por ponto apresenta praticamente os mesmos parâmetros de processo e condições da soldagem por fricção e mistura e, portanto, o método de Taguchi apresenta-se como a ferramenta estatística escolhida para análise e otimização do processo em questão.

Existem dois tipos de fatores que podem influenciar as características de funcionamento de um produto ou processo; os controláveis, os quais podem

ser facilmente controlados (temperatura, pressão, parâmetros de soldagem de entrada na máquina), e os incontroláveis ou conhecidos como fatores de ruído, os quais apresentam dificuldade ou alto custo para controlar (temperatura ambiente, umidade, impurezas do material, tolerância dimensional). A aproximação de Taguchi não visa eliminar ou controlar os fatores de ruído por si mesmos, porém, tem como objetivo remover seus efeitos nas variações das características de qualidade ou resposta. Assim, o objetivo é determinar quais os níveis dos parâmetros dos fatores controláveis que eliminam a influência de fatores de ruído [31].

Taguchi introduziu o conceito de razão sinal-ruído, a qual de forma simples é a razão entre a média (sinal) e o desvio padrão (ruído).

$$\text{razão } S/R = \frac{\text{força do sinal}}{\text{força do ruído}}$$

Essa razão S/R inclui um *trade-off* entre a resposta média e a variação na resposta. São definidas três categorias de qualidade na análise da razão Sinal/Ruído (S/R): “Nominal melhor”, “quanto-menor-melhor”, “quanto-maior-melhor”. Cada tipo implica em uma diferente fórmula para calcular a apropriada razão S/R, porém, independente da categoria das características de qualidade, a interpretação dos resultados é sempre a mesma, uma razão S/R maior corresponde às características de melhor qualidade. Dessa forma, o nível ótimo de parâmetros de processo corresponderá ao nível mais elevado da relação S/R [30-31].

As Matrizes ortogonais desenvolvidas por Taguchi são flexíveis e pode ser modificadas para se adequar as necessidades do experimento avaliado. Um exemplo é a matriz ortogonal L9, na qual pode-se trabalhar com 4 fatores com 3 níveis cada. Dessa forma, é possível estudar um total de 81 combinações ($=3^4$) com apenas 9 condições experimentais [31].

Tabela 2.1 – Seleção de matriz ortogonal segundo o método de Taguchi [33].

Número de níveis	Número de parâmetros									
	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
2	L4	L4	L8	L8	L8	L8	L12	L12	L12	
3	L9	L9	L9	L18	L18	L18	L18	L27	L27	
4	L'16	L'16	L'16	L'16	L'32	L'32	L'32	L'32	L'32	
5	L25	L25	L25	L25	L25	L50	L50	L50	L50	

Outras matrizes desenvolvidas por Taguchi e muito utilizadas são: L4 (2^3), L8 (2^7), L12 (2^{11}), L16 (2^{15}), L32 (2^{32}), L16 ($2^1 \times 3^7$) [31].

Além disso, uma ferramenta estatística denominada análise de variância (ANOVA) poderá auxiliar na verificação dos parâmetros de processo que são estatisticamente mais significativos, ou seja, apresentam um efeito mais importante para cada uma das características de qualidade [30]. A ANOVA baseia-se no estudo da variabilidade dos dados para determinar quais fatores são mais significativos.

2.4.1.1 Curva de resposta e ANOVA

Devido à ortogonalidade das matrizes, é possível separar o efeito de cada fator controlável sobre as características de qualidade. O propósito da análise é determinar qual fator tem a maior influência de mudança na característica de qualidade que está sendo estudada e encontrar quais níveis desses fatores produzem a melhor distribuição das características de qualidade. Existem dois tipos de aproximação possíveis com os resultados obtidos após aplicação do Método de Taguchi [31]:

- (a) Curvas de resposta: Essa aproximação envolve análise dos efeitos gráficos e uma interpretação visual do significado dos fatores.
- (b) ANOVA: Essa é uma aproximação estatística que envolve realizar uma “Análise de Variância” e realizar o Teste-F para determinar quais fatores são estatisticamente significantes. Outra informação que pode ser obtida é a porcentagem de contribuição de cada fator, sendo o grau pelo qual cada fator é responsável na variação de dada

característica de qualidade medido em termos de porcentagem a variação total (induzida pelo experimento).

No presente estudo, ambas as aproximações serão utilizadas para analisar o processo de soldagem e a influência dos parâmetros no mesmo.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Material e equipamento

O material em investigação nesse estudo trata-se da liga de alumínio 2198-T8 e 2198-T851, recebidos na forma de chapas laminadas com 1,6 mm de espessura. Esta liga é caracterizada pela presença do lítio entre os elementos de liga e é de grande interesse para a indústria de aeronaves. Por ser uma liga da série 2000 é susceptível a tratamentos térmicos o que proporciona elevada resistência e boa atuação em uma ampla faixa de temperaturas. A composição química nominal está apresentada na Tabela 3.1, com destaque para a presença do Li.

Tabela 3.1 - Composição química da liga de alumínio 2198.

	% Si	% Fe	% Cu	% Mn	% Mg	% Cr	% Zn	% Zr	% Li	%Ag
Mín	-	-	2,90	-	0,25	-	-	0,04	0,80	0,10
Máx	0,08	0,10	3,50	0,50	0,80	0,05	0,35	0,18	1,10	0,50

Os tratamentos T8 e T851 pelos quais a liga é submetida referem-se ao tratamento térmico de solubilização, seguida de trabalho a frio e envelhecimento artificial, sendo a diferença entre eles o mecanismo de alívio de tensão que o T851 recebe em relação ao T8, sendo esse mecanismo denominado como alívio de tensões por estiramento. Os dois materiais base foram ensaiados em relação à dureza, e os resultados são apresentados na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 - Valores de dureza Vickers dos materiais base.

Liga de alumínio 2198-T8	Liga de alumínio 2198-T851
144 HV	132 HV

Uma vez que não existe um padrão definido para o ensaio de cisalhamento em juntas soldadas por FSpW, a geometria das amostras foi definida baseada na norma ISO 14273 [34], e as chapas foram cortadas com 126mm de comprimento e 35mm de largura, e posteriormente soldadas com uma sobreposição de 46mm como mostrado na Figura 3.1.

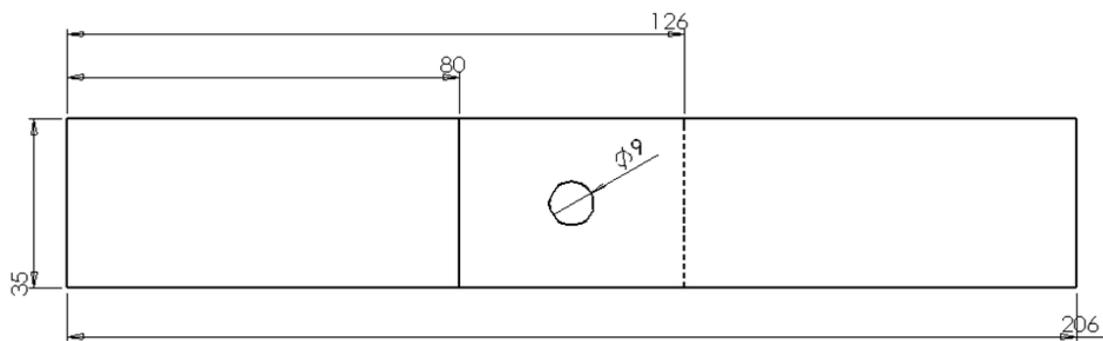


Figura 3.1 - Representação esquemática do corpo de prova, evidenciando a junta sobreposta, utilizado para ensaio de cisalhamento.

O processo de produção das juntas foi realizado em uma máquina RPS 100, desenvolvida pelo centro de pesquisa alemão HZG em parceria com a companhia RIFITEC, mostrada na Figura 3.2.



Figura 3.2 - Equipamento Harm's & Wende RPS 100 utilizado na produção das juntas.

Um sistema de monitoramento registra a profundidade de penetração, velocidade de rotação, torque, carga axial, tempo de soldagem bem como a

posição do pino e da camisa. A máquina possibilita uma força axial equivalente a até 15 kN e uma velocidade máxima de rotação de 3100 rpm. A fixação dos corpos-de-prova é realizada pneumaticamente. A ferramenta utilizada é cilíndrica, produzida em aço-ferramenta, sendo composta por três componentes distintos: anel de fixação, camisa com diâmetro externo de 9 mm e pino com diâmetro externo de 6 mm, ambos com rosca interna. A temperatura da ferramenta foi controlada através de um termopar sendo mantida na faixa de 20°C a 30°C no início do processo para produzir cada solda, bem como uma pressão de fixação constante de 4,2 bar, e a variação “penetração da camisa”.

Inicialmente buscou-se a janela de processabilidade do material através do estudo de trabalhos preliminares, e produção de juntas com inúmeras variações dos parâmetros de processo e avaliação visual das condições de superfície das soldas obtidas. Dessa forma foi possível definir os níveis de variação dos parâmetros a serem utilizados, que são apresentados na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 - Níveis de variação dos parâmetros de processo.

Parâmetro	Nível 1	Nível 2	Nível 3
VR: Velocidade de rotação (rpm)	1100	1300	1500
TS: Tempo de soldagem (s)	3	4	5
PP: Profundidade de penetração (mm)	2,1	2,6	2,8

Depois de encontrada a janela de processabilidade, as juntas foram obtidas a partir de condições pré-definidas por meio da metodologia estatística de planejamento de experimentos (*Design of Experiments*, DOE), a qual fornece uma matriz de experimentos com as combinações de parâmetros que devem ser utilizadas para a produção das soldas. A fim de se obter os parâmetros otimizados de soldagem, o método de Taguchi foi utilizado fornecendo uma matriz ortogonal L9 para estudar todo o processo com um número reduzido de experimentos.

3.2 Otimização do processo

Conforme explicado anteriormente, através da utilização de técnicas estatísticas de DOE torna-se possível maximizar o desempenho da junta soldada, com um número mínimo de experimentos, ao se estabelecer combinações de parâmetros para a produção das soldas. No presente estudo, as metodologias de DOE empregadas foram o método de Taguchi e análise de variância (ANOVA).

Em termos práticos, foram realizadas duas otimizações utilizando como dados de entrada: a resistência ao cisalhamento das juntas e as medidas do comprimento da cunha. Para tanto, esses valores foram utilizados como variável resposta em duas diferentes matrizes experimentais. A partir disto, a otimização consistiu da utilização e interpretação de ferramentas estatísticas específicas, Método de Taguchi e ANOVA, para a identificação da combinação de parâmetros que fornecem a melhor resistência da junta soldada, e o menor comprimento de cunha, respectivamente. Para tal propósito, utilizou-se o auxílio do software Minitab.

3.3 Comprimento da cunha

Badarinarayan et al. (2009 a, b) em estudos com a liga de alumínio 5754 soldadas por FSpW, relataram a influência da distância da ponta da cunha até a superfície da junta soldada e relacionaram que quanto maior essa distância, maior a tensão de ruptura suportada pelas juntas soldadas. Similarmente, Yin et al. (2010) relataram que a falha inadequada de juntas soldadas na liga de magnésio AZ31 com o processo de soldagem por fricção por ponto usando alta velocidade de rotação (3000 rpm), ocorreram quando a distância entre a ponta da região parcialmente unida e a superfície da junta reduziu consideravelmente. Além disso, Lin et al. (2008) encontraram que a propriedade de resistência a fadiga de soldas a ponto são também marcadamente influenciadas pelo tamanho e orientação das regiões de cunha formadas durante o processo de soldagem a ponto por fricção e mistura [26, 27, 35, 36].

Com base nas observações relatadas, um método foi desenvolvido a fim de tornar possível realizar uma avaliação quantitativa da cunha a partir da medida do que foi denominado “comprimento da cunha”. Essa medida consiste na distância entre a ponta da cunha e a interface entre as chapas. A Figura 3.3 apresenta o método utilizado onde a letra H representa a distância medida.

Para realizar as medidas, macrografias de todas as condições de soldagem foram preparadas e nelas foram desenhadas duas linhas pretas, as quais a horizontal representa a interface entre as chapas e a vertical perpendicular a anterior liga a ponta da cunha com a linha horizontal. O comprimento dessa linha vertical foi então medido utilizando o suporte do software *ImageJ* resultando no valor de H.



Figura 3.3 - Método desenvolvido para medir o "comprimento da cunha".

3.4 Caracterização mecânica

3.4.1 Ensaio de cisalhamento

Como primeira etapa da caracterização mecânica, ensaios de cisalhamento foram realizados em uma máquina universal de ensaios mecânicos a fim de se obter a máxima força suportada pela junta soldada

antes da fratura. Os ensaios foram realizados a temperatura ambiente e com uma velocidade constante do travessão de 1mm/min, com pelo menos três repetições para cada condição de solda, sendo considerado o valor médio. Como já mencionado os ensaios foram realizados baseados na norma ISO 14273. Devido à sobreposição das chapas pode ocorrer um desalinhamento das mesmas e, portanto, foram utilizados apoios para fixar os corpos de prova na máquina a fim de corrigir esse desvio, conforme mostrado na Figura 3.4.

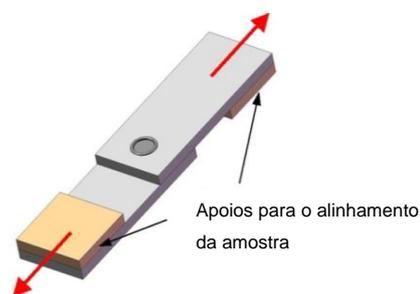


Figura 3.4 - Representação esquemática da utilização de apoios para correção do desalinhamento da amostra.

3.4.2 Microdureza

As medidas de microdureza foram realizadas sobre a seção transversal da junta soldada, previamente polida, através da medição ótica das dimensões das impressões feitas utilizando a máquina Zwick/Roell-ZHV, utilizando indentador convencional com carga de 0,2 Kg por períodos independentes de 10 segundos.

A linha de indentação foi realizada no centro da chapa superior usando 0,25 mm de espaçamento entre as indentações ao longo de 19,75 mm o que corresponde a 79 pontos com uma indentação no centro da solda e outros 39 para um lado e 39 para o outro a partir do centro, como exemplificado na Figura 3.5. O tracejado vermelho representa o diâmetro da camisa, e o azul do pino. A linha azul é uma representação do limite da Zona de Mistura, a região entre a linha azul e verde representa a Zona Termo Mecanicamente Afetada e

a região entre a linha verde e alaranjada representa a Zona Termicamente Afetada.

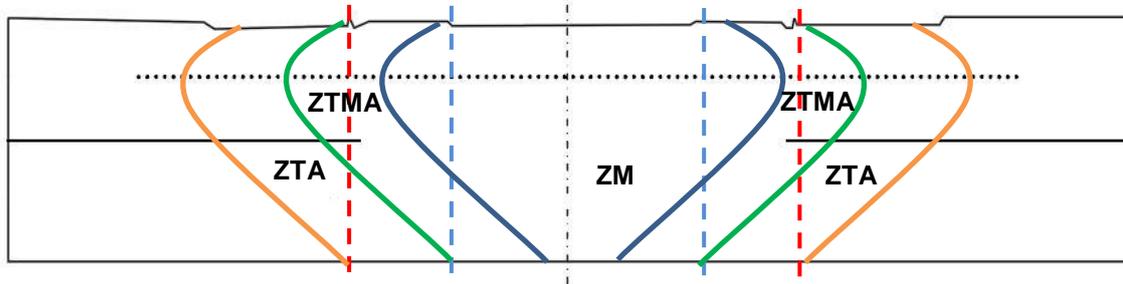
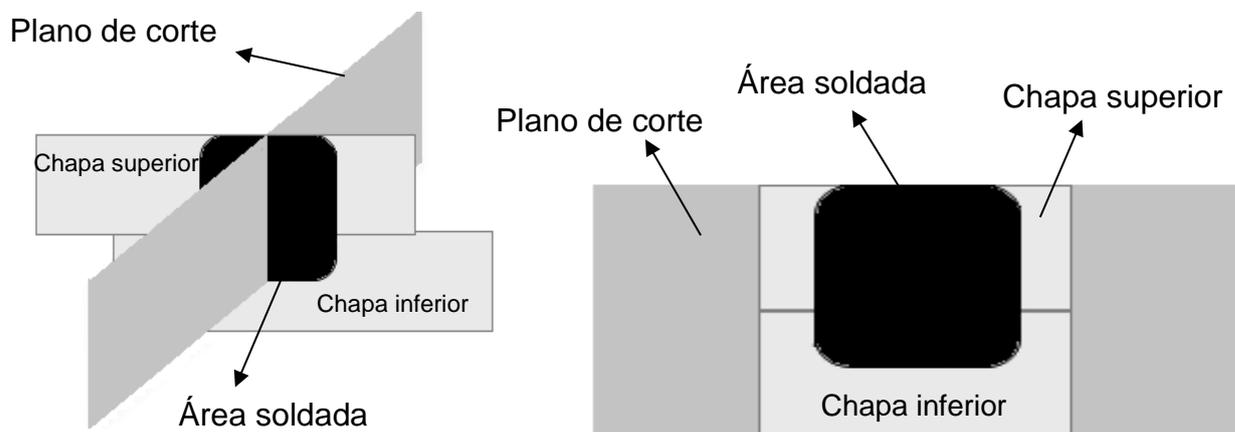


Figura 3.5 - Configuração da linha de indentação.

3.5 Avaliação macro e microestrutural

As juntas soldadas foram avaliadas através da observação com Microscopia Ótica a fim de entender as características macroscópicas da solda produzidas pelo processo de soldagem por fricção por ponto na liga de alumínio estudada, bem como possibilitar a medida do comprimento da cunha e analisar suas características, como geometria e comprimento, tornando possível correlacionar com os resultados de ensaios mecânicos.



(a) Figura esquemática apresentando o plano de corte para analisar o centro da solda

(b) Figura esquemática apresentando uma visão frontal da seção transversal vista nas macrografias

Figura 3.6 - Representação esquemática da seção transversal das juntas soldadas.

As amostras para análise metalográfica são referentes à seção transversal das juntas soldadas, como pode ser visto na Figura 3.6 que mostra o exato plano de corte para realizar as macrografias.

As amostras foram cortadas em um plano próximo ao centro na seção transversal da junta soldada utilizando disco abrasivo de diamante em uma máquina de corte Struers Discotom-6, e então embutidas em uma resina acrílica transparente (ClaroCit em pó + ClaroCit líquido) em um molde de silicone. Posteriormente, as amostras foram lixadas manualmente em lixa de granulometria 80 até ser atingido exatamente o centro da solda. A partir desse ponto iniciou-se a preparação metalográfica utilizando o equipamento TegraPol-31, que consiste em lixamento (lixas 320, 600, 1200, 2500) e polimento (suspensão de diamante 3 μ m, seguido de solução de OPS).

As amostras foram limpas com etanol com auxílio de um limpador ultrassônico, e subsequentemente atacadas quimicamente com reagente Keller (2ml HF (48%), 3ml HCl (conc), 5ml HNO₃ (conc), 190ml H₂O) a fim de revelar a microestrutura da liga de alumínio.

3.6 Fluxograma das atividades

O fluxograma apresentado na Figura 3.7 exemplifica de maneira geral a sequência de atividades desenvolvidas no trabalho. Inicialmente algumas soldas preliminares foram realizadas baseadas em trabalhos anteriores com o intuito de definir a janela de parâmetros que garantissem soldas com qualidade superficial. Dessa forma, foram definidos 3 níveis de 3 parâmetros como condição inicial para otimização, utilizando o Método de Taguchi. Os parâmetros foram otimizados para duas variáveis de resposta: Carga de cisalhamento e medida do comprimento da cunha. Baseado nos resultados obtidos foram definidos novos parâmetros para soldas complementares, que permitissem estudar individualmente a influência de cada parâmetro. Por fim, todas as soldas foram caracterizadas por ensaios mecânicos (ensaio de cisalhamento e ensaio de dureza) e por microscopia ótica (macro e micrografias).

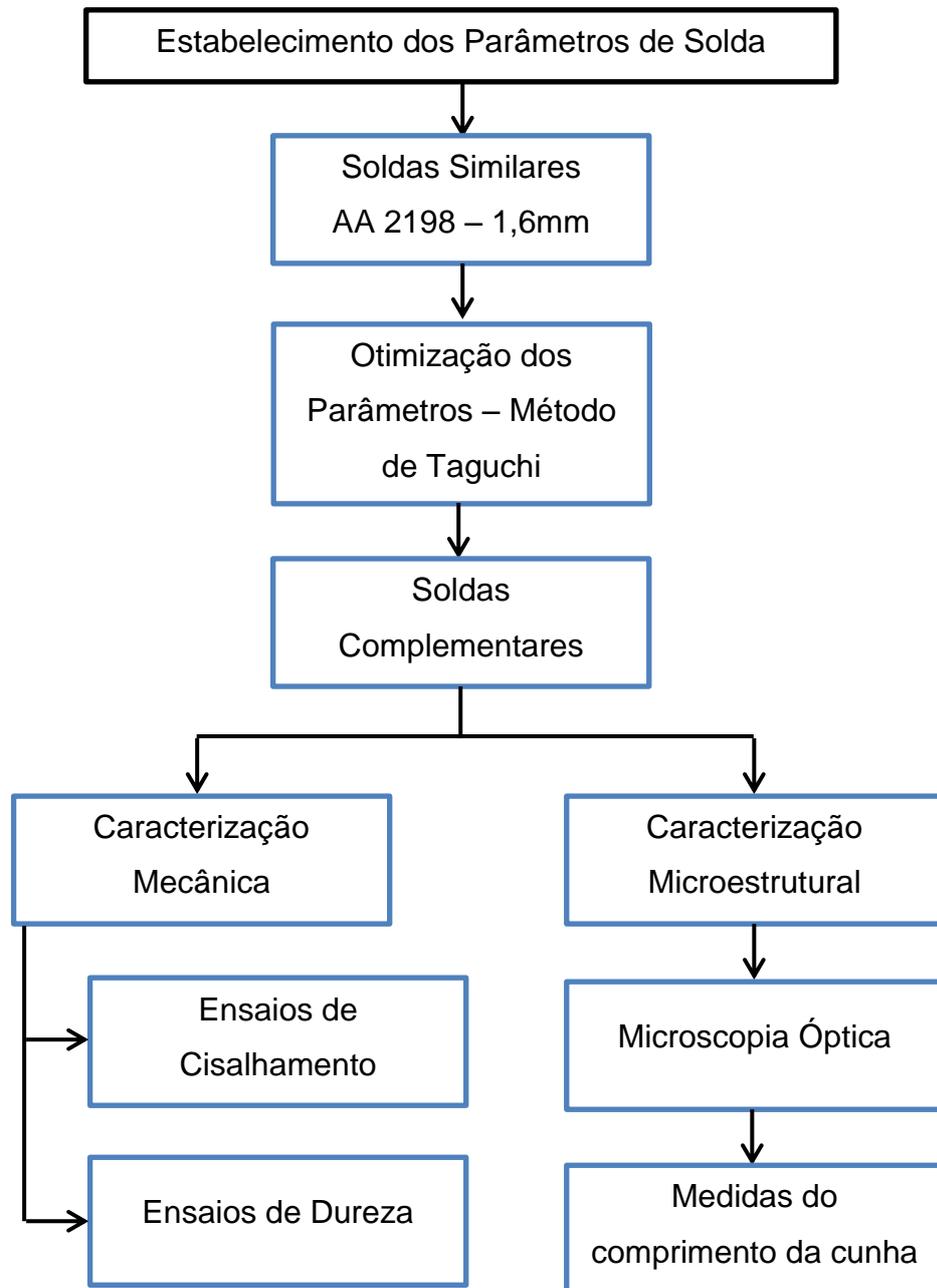


Figura 3.7 – Fluxograma de atividades.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 DOE – Método de Taguchi

4.1.1 Resposta: Carga de cisalhamento

O Método de Taguchi foi utilizado a fim de obter os parâmetros ótimos de processo, com o auxílio do software Minitab. Para tanto, foi utilizada uma matriz ortogonal L9 para estudar todo o processo com um pequeno número de experimentos. Este estudo incluiu três fatores (velocidade de rotação, profundidade de penetração e tempo de soldagem) com três níveis cada, já apresentados na Tabela 3.3. As condições de soldagem, bem como os valores médios de carga de cisalhamento para cada condição são apresentados na

Tabela 4.1.

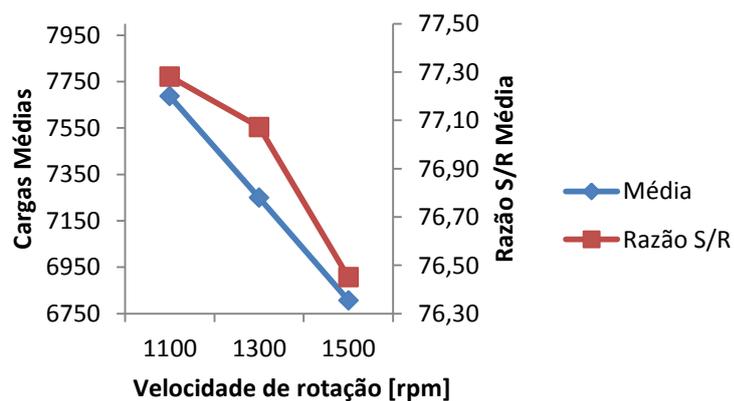
Tabela 4.1 - Condições experimentais e média dos resultados para carga de cisalhamento.

Condição de Soldagem	Velocidade de rotação [rpm]	Tempo de soldagem [s]	Profundidade de penetração [mm]	Pressão de fixação [bar]	Média da carga de cisalhamento [N]
C1	1100	3	2,1	4,2	10725
C2	1100	4	2,6		7430
C3	1100	5	2,8		4906
C4	1300	3	2,6		8659
C5	1300	4	2,8		5638
C6	1300	5	2,1		7451
C7	1500	3	2,8		6912
C8	1500	4	2,1		8534
C9	1500	5	2,6		4976

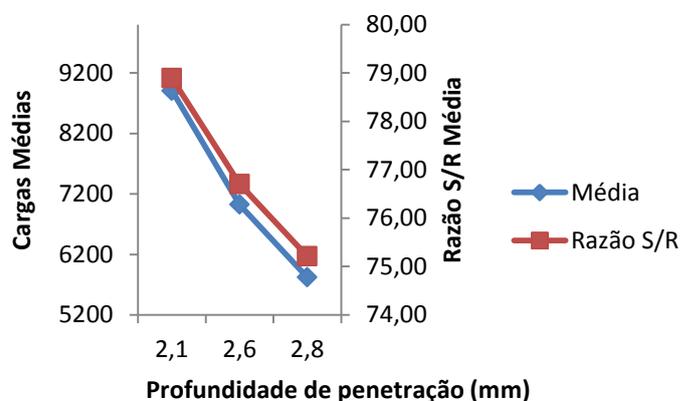
Para se obter uma medição da qualidade de acordo com Taguchi o aspecto principal consiste em minimizar a variabilidade no desempenho da soldagem, em resposta a fatores de ruído, enquanto maximizar a variabilidade em resposta a fatores de sinal. Considerando que a resposta do sistema (carga de cisalhamento) procurada deve ser tão grande quanto possível, o critério “quanto maior melhor” da razão sinal-ruído foi utilizado. Assim, o objetivo de

desenvolver um processo qualificado é a tentativa de maximizar não só a média da carga de cisalhamento, mas também a razão sinal-ruído para o respectivo parâmetro, o que significa encontrar os valores mais elevados dos gráficos para cada parâmetro.

A Figura 4.1 mostra os resultados da análise por Taguchi, apresentados em efeitos principais plotados para Média e Razão S/R. Estas respostas fornecem a média da característica da resposta (baseada em "quanto maior melhor") para cada nível de cada fator no planeamento. Para ambas, média e razão S/R, valores mais elevados são desejados, uma vez que levam a valores de carga mais elevados e menor variabilidade, respectivamente, para a resposta avaliada, média da carga de cisalhamento, obtida a partir dos ensaios de cisalhamento realizados em triplicata.

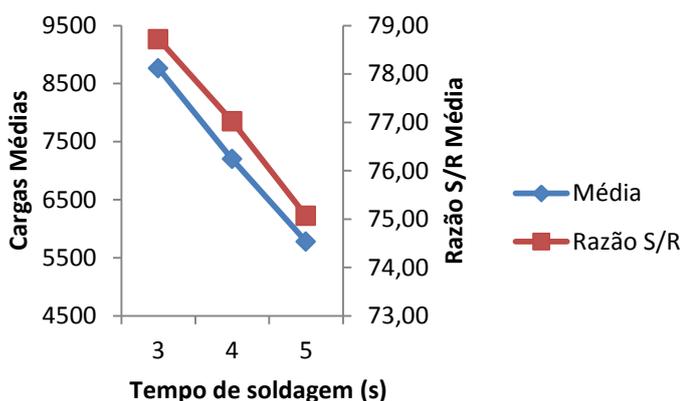


(a)



(b)

Figura 4.1 – Continua.



(c)

Figura 4.1 - Efeitos principais plotados por média e razão S/R para os parâmetros de soldagem (a) Velocidade de rotação (b) Profundidade de Penetração e (c) Tempo de Soldagem.

A resposta das médias e razão sinal-ruído produzidos pela matriz ortogonal L9 são mostradas na Tabela 4.2. Esses valores correspondem a média de cada parâmetro em cada diferente nível. Nas duas últimas linhas o valor de delta e a classificação permitem compreender qual parâmetro tem o maior efeito sobre a resposta (carga de cisalhamento). O delta é medido pela diferença entre o maior e o menor valor dos dados analisados. Considerando os valores de delta, é possível classificar os parâmetros do maior para o menor efeito sobre a característica da resposta, como apresentado na linha Posição.

Tabela 4.2 - Tabela de Resposta para Médias e Razão S/R.

Parâmetros de processo	Nível	Médias das Cargas			Razão S/R		
		VR	TS	PP	VR	TS	PP
Valor médio	N1	7687	8765	8903	77,28	78,72	78,89
	N2	7249	7201	7022	77,07	77,02	76,70
	N3	6807	5778	5819	76,45	75,07	75,21
Delta	N1-N3	880	2988	3085	0,83	3,65	3,68
Posição		3	2	1	3	2	1

A maior amplitude de variação tanto em termos das médias das cargas quanto da razão S/R foi observada para a profundidade de penetração, mostrando que esse parâmetro possui a maior influência na resistência ao

cisalhamento, com quase a mesma amplitude apresentada pelo tempo de soldagem. O parâmetro velocidade de rotação apresentou o menor delta, representando a menor influência no processo.

Avaliando os efeitos principais plotados na Figura 4.1, o maior valor de carga de cisalhamento é obtido nos níveis mais baixos de todos os parâmetros. Assim, a análise de Taguchi sugere que a combinação otimizada de parâmetros de soldagem compreendem VR de 1100 rpm, TS de 3s e PP de 2,1 mm. Vale ressaltar que as matrizes ortogonais não testam todas as combinações possíveis, de modo que os efeitos de interação não foram considerados neste processo de otimização. Observando-se a Tabela 4.1 temos que a condição ideal já estava presente na matriz L9 (condição C1) e definitivamente corresponde ao melhor resultado de resistência ao cisalhamento. Assim, não é necessário realizar experimentos adicionais para endossar o resultado fornecido pelo método de Taguchi.

A fim de identificar os parâmetros de processo que são estatisticamente significantes bem como a influência relativa de cada um deles na variação dos resultados e conseqüentemente sua significância nas juntas soldadas por FSpW, realizou-se uma Análise de Variância (ANOVA). Os resultados obtidos na avaliação da resistência ao cisalhamento são apresentados na Tabela 4.3.

Além disso, o teste-F, ou teste de Fisher, também foi utilizado para determinar quais parâmetros têm o efeito mais significativo na carga de cisalhamento. Usualmente é considerado que a significância de um fator pode ser negligenciada quando o valor de F é próximo de 1 e a significância aumenta conforme este valor aumenta.

A soma dos quadrados (SQ) foi calculada com o auxílio do software Minitab. A porcentagem de contribuição (P%) é a parcela da variação total observada em um experimento atribuída a cada fator significativo e/ou interação entre fatores e isso é uma função da soma dos quadrados para cada item com significância. Se os níveis dos fatores e/ou interações são controlados precisamente, então o total da variação pode ser reduzido para a quantidade indicada pela porcentagem de contribuição. A Figura 4.2 apresenta a porcentagem de contribuição de cada parâmetro.

Os graus de liberdade (GL), média dos quadrados (MQ), fator de Fisher (F) e porcentagem de contribuição (P%) para cada fator (determinados pelo índice i) foram calculados através das seguintes fórmulas [37]:

$$GL_i = n_i - 1, \text{ onde } n \text{ é o número de níveis e } i \text{ o fator avaliado,}$$

$$QM_i = SQ_i / GL_i,$$

$$F_i = QM_i / QM_e$$

$$P\%_i = SQ_i / SQ_T \times 100\%, \text{ onde } SQ_T = \sum SQ_i$$

Tabela 4.3 – ANOVA para a resistência ao cisalhamento (cargas médias).

Parâmetro	GL	SQ	QM	F	P%
Velocidade de rotação [rpm]	2	1160730	580365	11,91	4,0
Tempo de soldagem [s]	2	13399263	6699632	137,45	46,0
Profundidade de penetração [mm]	2	14503047	7251524	148,77	49,7
Erro	2	97483	48741,5		0,3
Total	8	29160523			

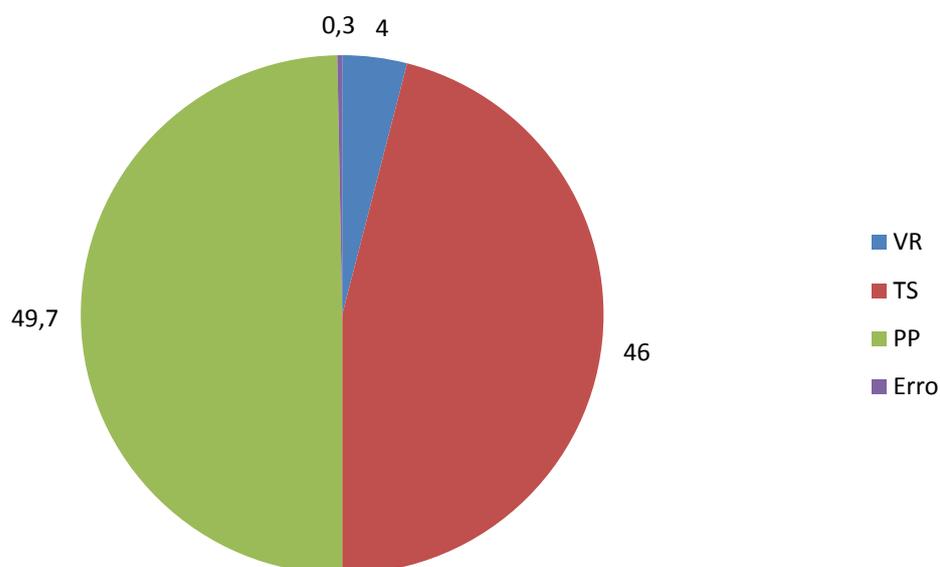


Figura 4.2 - Porcentagem de contribuição de cada parâmetro de soldagem.

Os altos valores de F sugerem que nenhum dos parâmetros podem ter o seu efeito negligenciado, entretanto a maior influência da profundidade de penetração e tempo de soldagem são prontamente detectados, como previamente observado na tabela de resposta (Tabela 4.2). O parâmetro mais

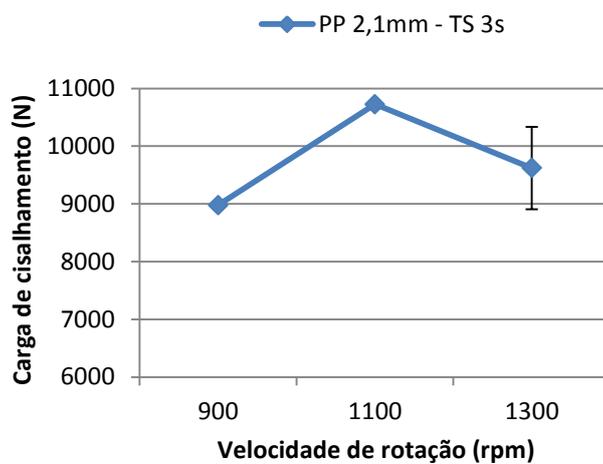
influyente é a profundidade de penetração contribuindo com 49,7%, com quase a mesma influência do tempo de soldagem com 46%. O parâmetro que apresentou a menor influência foi a velocidade de rotação com apenas 4%.

A etapa final do processo de otimização consistiu na avaliação do efeito de cada parâmetro individualmente no resultado da carga de cisalhamento. Com base na melhor combinação de parâmetros (1100 rpm, 3s, 2,1 mm), a avaliação foi feita para os três fatores baseados na condição ideal (C1), mantendo-se duas variáveis constantes e variando os níveis da outra. Com base no gráfico obtido pela análise com Taguchi, foi utilizado um nível inferior e um superior para a velocidade de rotação (900 rpm e 1300 rpm), o tempo de soldagem (2s e 4s), e a profundidade de penetração (1,6 mm e 2,6 mm). A Tabela 4.4 apresenta as condições utilizadas para essa avaliação e os respectivos valores de carga de cisalhamento obtidos.

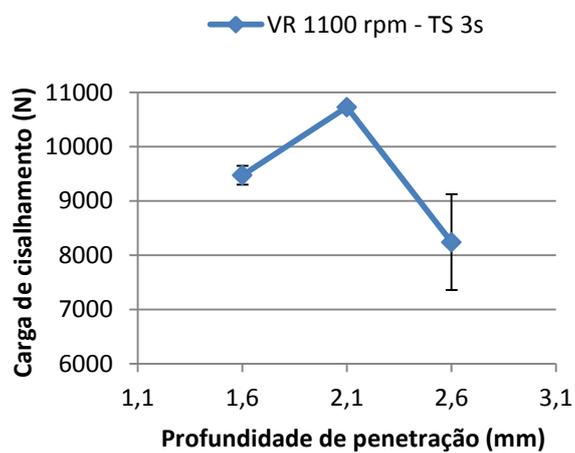
Tabela 4.4 - Condições experimentais e resultados médios para as soldas complementares

Parâmetro avaliado	Condição de soldagem	Velocidade de rotação (rpm)	Tempo de soldagem (s)	Profundidade de penetração (mm)	Média das cargas de cisalhamento (N)
PP	C10	1100	3	1,6	9470
TS	C11	1100	2	2,1	8504
VR	C12	900	3	2,1	8979
PP	C13	1100	3	2,6	8238
TS	C14	1100	4	2,1	8588
VR	C15	1300	3	2,1	9621

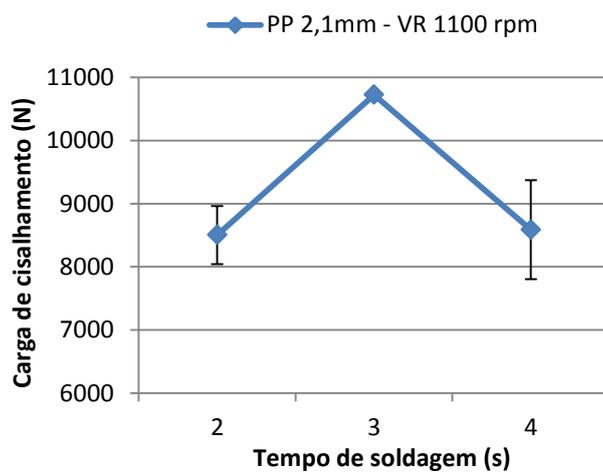
A Figura 4.3 mostra os mesmos valores da média das cargas de cisalhamento obtidos, em um gráfico comparando com a condição C1.



(a)



(b)



(c)

Figura 4.3 - Efeito dos parâmetros: (a) VR, (b) PP e (c) TS na carga de cisalhamento das juntas soldadas por FSpW.

Na Figura 4.3a observa-se que o aumento da velocidade de rotação de 900 rpm a 1100 rpm, leva a um aumento significativo na carga de cisalhamento de cerca de 2000 N, mas quando é utilizado uma velocidade de rotação ainda maior, de 1300 rpm, pode ser observada uma redução considerável na carga de cisalhamento de cerca de 1000N, o que mostra que a velocidade de rotação 1100 rpm é realmente a que apresenta os melhores resultados na carga de cisalhamento como previsto pelo método de Taguchi. Amâncio et al. [38] propôs que quando o tempo de soldagem é suficiente para fornecer um aquecimento eficiente, um aumento na velocidade de rotação leva a um aumento na temperatura do material plastificado e a uma depreciação no regime friccional, comprometendo a viscosidade do material. Assim, áreas soldadas menores são obtidas como resultado de menor energia térmica, culminando na redução da resistência ao cisalhamento.

Em termos de profundidade de penetração, que tem o maior efeito sobre a característica da resposta, observa-se na Figura 4.3b que o aumento de 2,1 mm para 2,6 mm leva a uma grande redução na carga de cisalhamento, o que provavelmente é devido a um grande aumento no comprimento da cunha com o aumento da penetração. A influência deste defeito foi confirmada através da observação do modo de fratura das amostras ensaiadas em cisalhamento, onde a fratura iniciou-se na ponta dessa região parcialmente ligada, como será discutido nas seções 4.2 e 4.3.1 posteriormente. Por outro lado, uma diminuição da profundidade de penetração a partir de 2,1 mm para 1,6 mm (exatamente na interface entre as chapas), o que leva ao menor comprimento de cunha como será apresentado na seção 4.1.2, não reflete em um aumento do valor da carga de cisalhamento como esperado. Neste caso provavelmente o mecanismo que inicia a fratura não é a cunha, mas sim outros defeitos como regiões fracamente ligadas e falta de mistura e preenchimento. Estes defeitos foram também observados por Rosendo et al. [25] e relatados por Parra et al. [21] e Rosendo et al. [4] de estarem associados a problemas no fluxo de material devido a parâmetros de soldagem inadequados. A observação das superfícies fraturadas na seção 4.3.1 permitirá um melhor entendimento da influência destes defeitos nos mecanismos de fratura.

Na Figura 4.3c o tempo de soldagem que conduz aos melhores resultados de carga de cisalhamento é claramente 3s sendo de cerca de 2000N superior a 2s e 4s e ao mesmo tempo a condição de menor variabilidade, como pode ser visto com o desvio padrão mostrado no gráfico. Isto está de acordo com a posição do efeito sobre a característica da resposta, onde o tempo de soldagem é classificado como o segundo mais influente, com quase a mesma importância de profundidade de penetração. Pieta et al. [39] descreveu uma queda acentuada na resistência da solda para menores tempos de soldagem associados às baixas temperaturas atingidas durante o processo. Da mesma forma, neste trabalho, o tempo de soldagem de 2s pode ter produzido uma distribuição da microestrutura menos benéfica, devido à geração de calor insuficiente. Por outro lado, tempos de soldagem maiores do que 3s podem levar a um aumento na temperatura do material plastificado, como já observado para aumentos na velocidade de rotação, comprometendo o regime friccional e, conseqüentemente, a viscosidade do material, reduzindo a resistência da solda [38].

4.1.2 Resposta: Comprimento da cunha

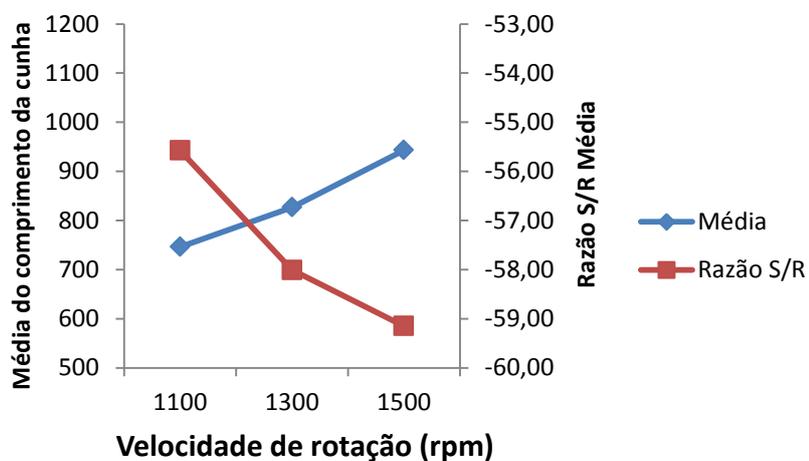
O mesmo processo de otimização realizado utilizando como resposta a carga de cisalhamento, foi repetido utilizando-se como resposta as médias das medidas do comprimento da cunha. Dessa forma, a mesma matriz ortogonal L9 baseada em três fatores com três níveis cada, já apresentados na Tabela 3.3, foi utilizada. As condições de soldagem e as médias dos valores medidos de comprimento da cunha podem ser vistos na Tabela 4.5. A Figura 4.4 mostra os resultados do Taguchi, apresentados em efeitos principais plotados para Média e Razão S/R. O critério de avaliação da característica de resposta foi “quanto menor melhor”, uma vez que a cunha é considerada um defeito, o qual deverá ser minimizado.

Para “Média” (das medidas do comprimento da cunha) valores reduzidos são desejados, e para “Razão S/R”, os maiores valores, uma vez que isso

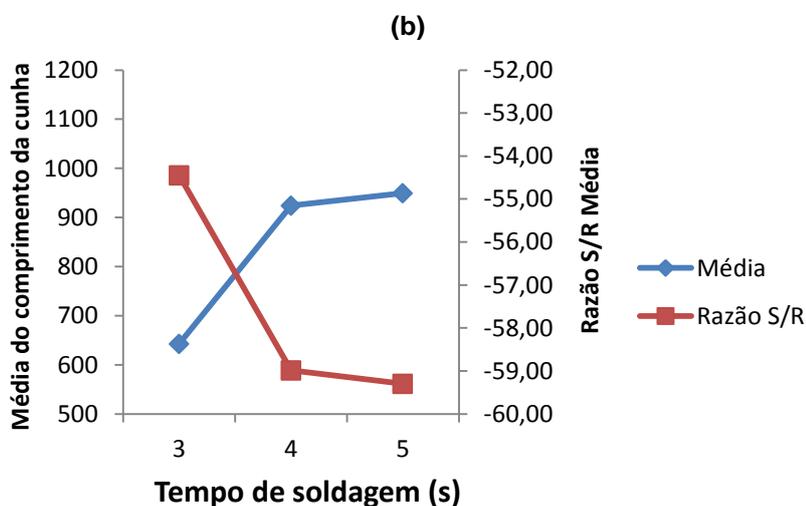
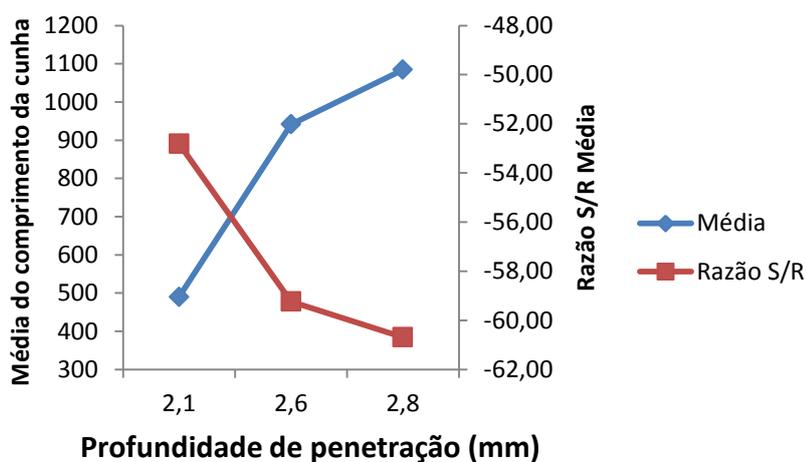
significa menores comprimentos de cunha e com menor variabilidade na resposta, respectivamente.

Tabela 4.5 – Condições experimentais e média dos resultados para as medidas do comprimento da cunha.

Condição de soldagem	Velocidade de rotação [rpm]	Tempo de soldagem [s]	Profundidade de penetração [mm]	Pressão de fixação [bar]	Média do comprimento da cunha [μm]
C1	1100	3	2,1	4.2	211
C2	1100	4	2,6		1002
C3	1100	5	2,8		1026
C4	1300	3	2,6		657
C5	1300	4	2,8		1167
C6	1300	5	2,1		656
C7	1500	3	2,8		1060
C8	1500	4	2,1		603
C9	1500	5	2,6		1166



(a)
Figura 4.4 – Continua.



(c)

Figura 4.4 – Efeitos principais plotados por Média e Razão S/R.

A resposta das médias e razão sinal-ruído produzida pela matriz ortogonal L9 é mostrada na Tabela 4.6. Os valores nas duas últimas linhas representam o valor de delta e a classificação que permite compreender qual parâmetro tem o maior efeito sobre a resposta (comprimento da cunha). O delta é medido pela diferença entre o maior e o menor valor dos dados analisados. Considerando os valores de delta, é possível classificar os parâmetros do maior para o menor efeito sobre a característica da resposta, como apresentado na linha Posição.

Tabela 4.6 – Tabela Resposta para Média e Razão S/R.

Parâmetros de processo	Level	Média			Razão S/R		
		VR	TS	PP	VR	TS	PP
Valor médio	L1	746	643	490	-55,58	-54,45	-52,81
	L2	827	924	942	-58,01	-58,99	-59,23
	L3	943	949	1084	-59,15	-59,30	-60,69
Efeitos principais	L3-L1	197	307	594	3,57	4,85	7,88
Posição		3	2	1	3	2	1

As maiores variações da média e da razão sinal-ruído foram observadas para a profundidade de penetração, com quase o dobro da variação apresentada pelo tempo de soldagem, segundo parâmetro mais importante, mostrando que a profundidade de penetração apresenta claramente a maior influência no comprimento da cunha. A velocidade de rotação mostrou o menor valor de delta, o que significa que ele tem a menor influência no processo.

Observando-se os gráficos mostrados na Figura 4.4, a melhor combinação dos parâmetros de soldagem sugeridos pela análise por Taguchi foi a condição C1, a qual já estava presente na matriz ortogonal L9 proposta inicialmente pelo método de Taguchi. Dessa forma, a condição C1 aparece como a combinação otimizada dos parâmetros de soldagem dentro a faixa de níveis investigados, resultando no menor comprimento de cunha, exatamente como previsto pelo Taguchi.

Novamente a análise de variância foi desenvolvida utilizando como variável de resposta as medidas do comprimento da cunha com o intuito de avaliar os parâmetros de processo que são estatisticamente significantes bem como a influência relativa de cada um deles na variação dos resultados e conseqüentemente sua significância nas juntas soldadas por FSpW. Os resultados obtidos na avaliação do comprimento da cunha são apresentados na Tabela 4.7. O teste-F também foi utilizado para determinar qual processo apresentou o efeito mais significativo nas medidas do comprimento da cunha a partir da observação do fator F. A soma dos quadrados (SQ) foi calculada com o auxílio do software Minitab e os valores de GL, QM e P% foram calculados conforme apresentado na seção 4.1.1.

A Figura 4.5 apresenta a porcentagem de contribuição de cada parâmetro.

Tabela 4.7 - ANOVA para medidas de comprimento da cunha.

Parâmetro	GL	SQ	QM	F	P%
Velocidade de rotação (rpm)	2	58665	29332	1,86	7,0
Tempo de soldagem (s)	2	173835	86917	5,52	20,7
Profundidade de penetração (mm)	2	577589	288794	18,34	68,6
Erro	2	31496	15748		3,7
Total	8	841584			

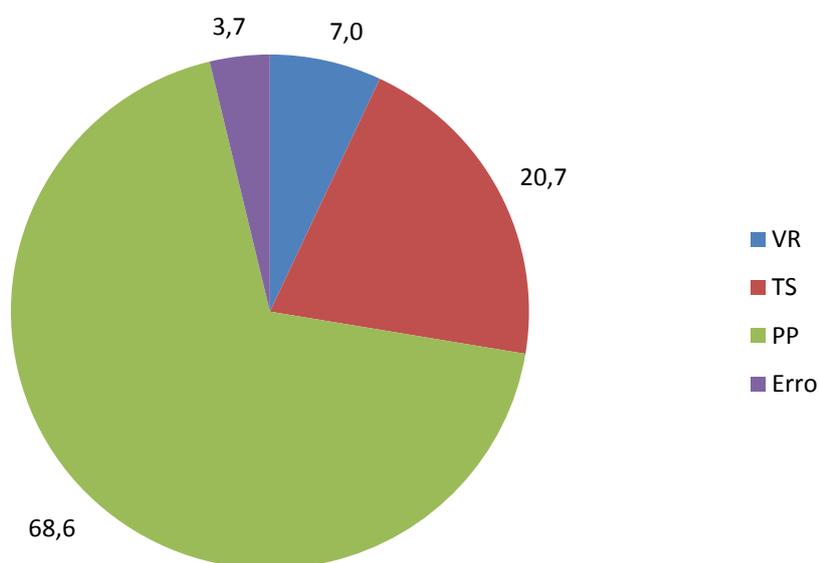


Figura 4.5 – Porcentagem de contribuição para cada parâmetro de soldagem.

O alto valor de F observado para a profundidade de penetração confirma a maior influência deste parâmetro, como previamente observado na tabela de resposta (Tabela 4.6). Por outro lado, o reduzido valor de F encontrado para velocidade de rotação mostra que este parâmetro tem uma influência muito pequena, apesar de não poder ser negligenciado por ser maior que 1. A ANOVA ainda possibilitou identificar a porcentagem de contribuição desses fatores no comprimento da cunha, sendo a profundidade de penetração o fator

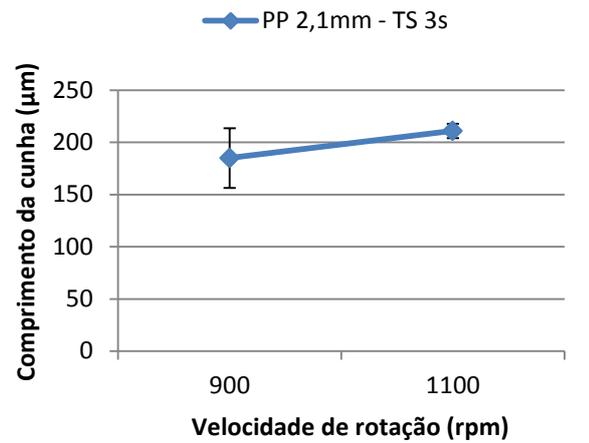
mais influente, contribuindo com 68,6%, o que permite um melhor entendimento dos testes complementares nos quais a redução de 0,5mm na penetração levou a uma queda de aproximadamente 200 microns no comprimento da cunha. O parâmetro tempo de soldagem aparece como o segundo mais importante contribuindo com aproximadamente 21%, e por último a velocidade de rotação que representa 7%. A contribuição do erro foi calculada em 3,7%.

Novos experimentos foram realizados no intuito de avaliar o efeito de cada parâmetro individual no comprimento da cunha. Baseado nos níveis da condição otimizada (1110 rpm; 3s; 2,1 mm), essa avaliação foi realizada mantendo-se dois parâmetros constantes e variando o nível do outro. Assim, baseado nos resultados gráficos obtidos do Taguchi, foi selecionada um nível menor para velocidade de rotação (900 rpm), tempo de soldagem (2s) e profundidade de penetração (1,6 mm). Neste caso apenas níveis menores foram testados devido à tendência observada de reduzir o comprimento da cunha, para todos os parâmetros a serem testados, reduzindo-se os níveis. A Tabela 4.8 apresenta as condições utilizadas para essa avaliação e as medidas dos comprimentos de cunha obtidos.

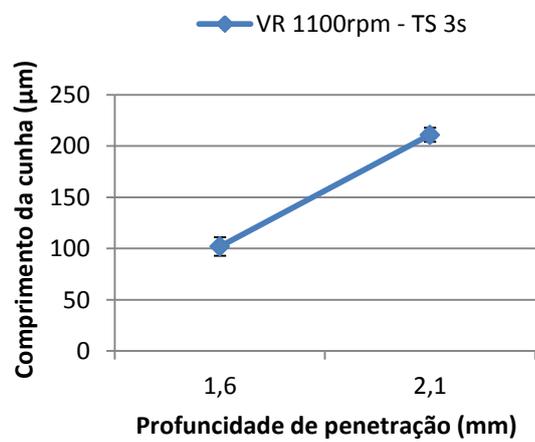
Tabela 4.8 – Condições experimentais e média dos resultados de comprimento da cunha para as soldas complementares.

Parâmetro avaliado	Condição de soldagem	Velocidade de rotação [rpm]	Tempo de soldagem [s]	Profundidade de penetração [mm]	Média do comprimento da cunha [µm]
PP	C10	1100	3	1,6	102
TS	C11	1100	2	2,1	151
VR	C12	900	3	2,1	185

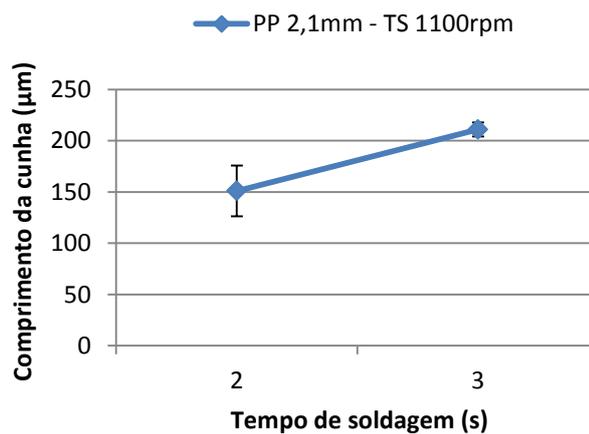
A Figura 4.6 mostra os mesmos valores médios dessa avaliação em um gráfico comparando com a condição otimizada C1.



(a)



(b)



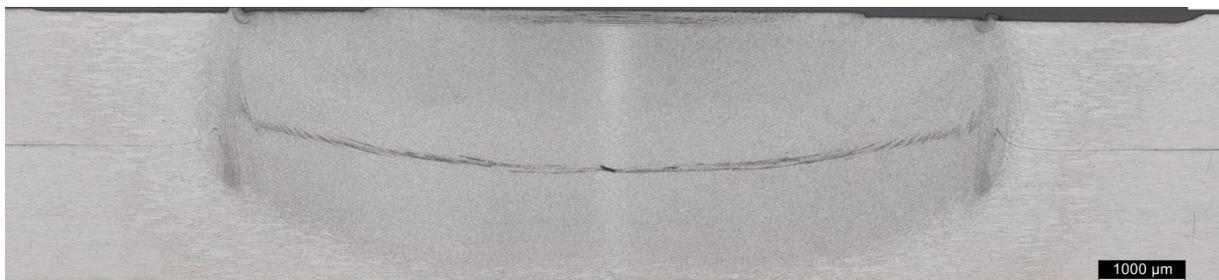
(c)

Figura 4.6 – Efeito dos parâmetros: (a) VR, (b) PP e (c) TS nas medidas do comprimento da cunha das juntas soldadas por FSpW.

Na Figura 4.6a podemos observar que reduzindo-se a velocidade de rotação de 1100 rpm para 900 rpm leva a uma redução no comprimento da cunha em torno de 100 microns. Tratando-se da profundidade de penetração podemos observar na Figura 4.6b que a redução de 2,1 mm para 1,6 mm leva a uma grande queda no comprimento da cunha, como já era esperado, uma vez que este é o parâmetro que apresentou o maior efeito na característica de resposta. Essa redução está de acordo com as expectativas uma vez que a profundidade de penetração foi configurada para exatamente a interface entre as chapas. Na Figura 4.6c a diminuição do tempo de soldagem de 3s para 2s levou a uma considerável redução no comprimento da cunha, por outro lado aumentou o desvio padrão, o que significa que a reprodutibilidade utilizando-se esse nível pode não ser tão boa quanto utilizando 3s para o tempo de soldagem.

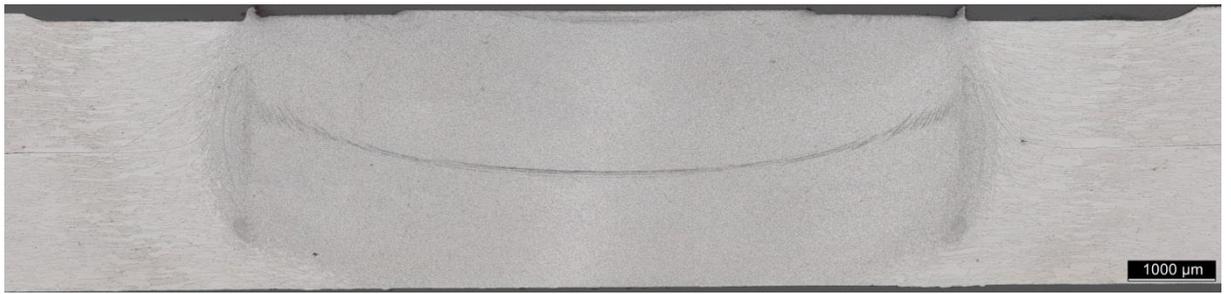
4.2 Avaliação micro e macroestrutural

Foram preparadas macrografias de todas as condições de soldagem com o intuito de analisar as características da formação da solda, bem como as características da cunha e outros elementos presentes na região de ligação entre as placas. As primeiras nove macrografias apresentadas, as quais mostram uma seção transversal em plano de simetria das soldas, como esquematizado na Figura 3.6, correspondem às condições propostas pelo método de Taguchi, C1 a C9.

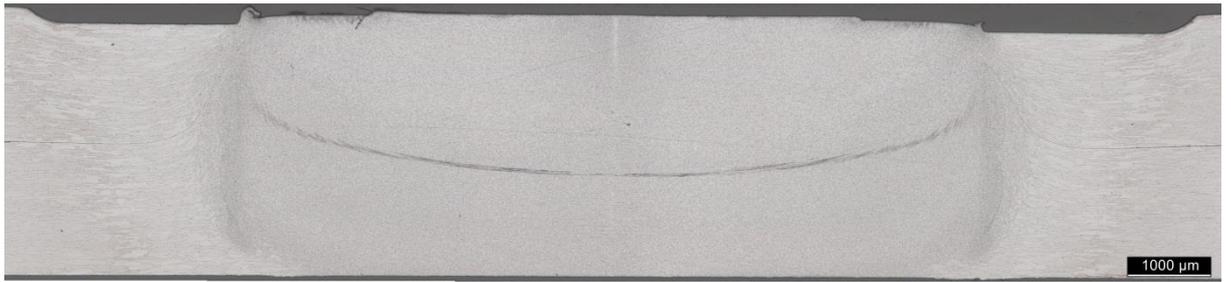


C1

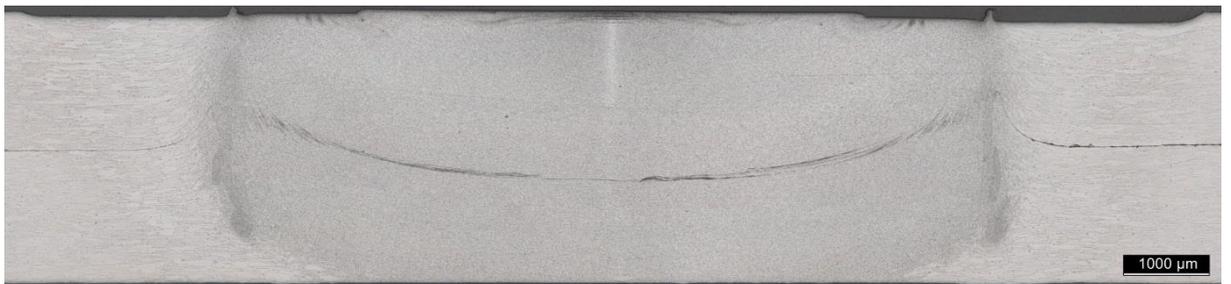
Figura 4.7 – Continua.



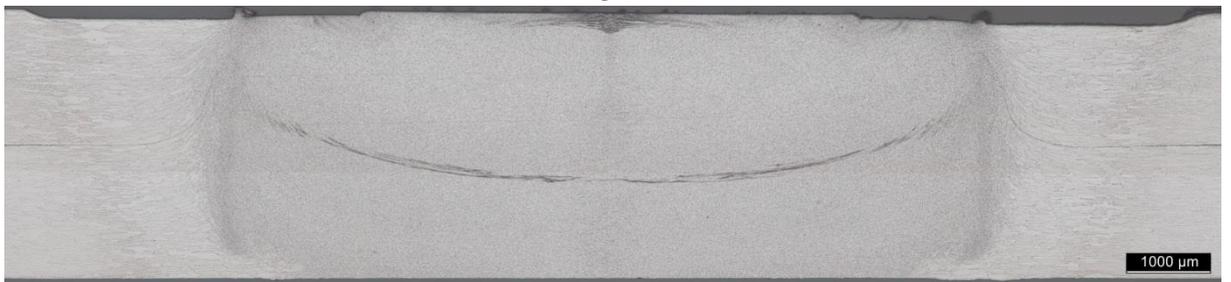
C2



C3



C4



C5



C6

Figura 4.7 – Continua.

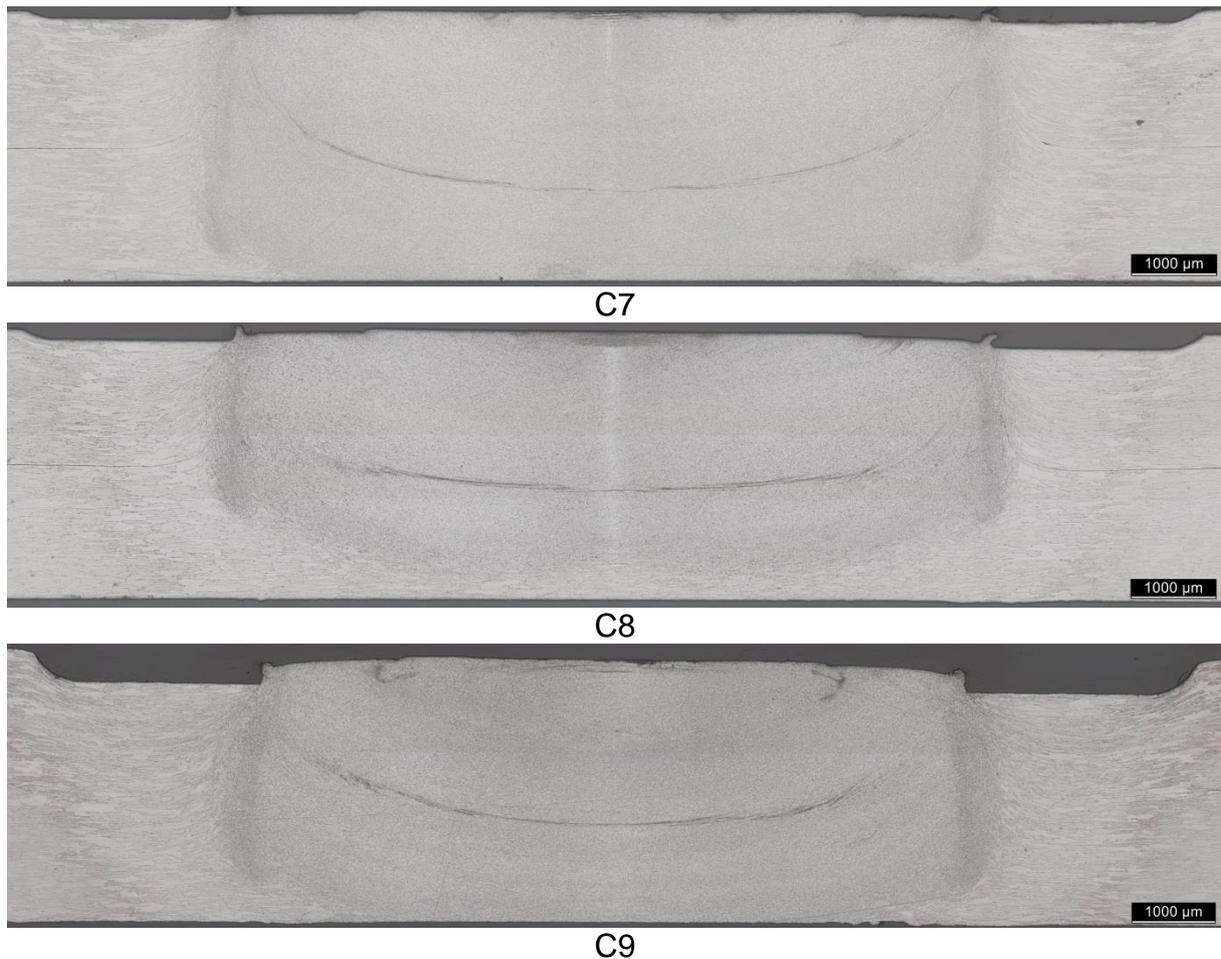


Figura 4.7 - Macrografias da seção transversal em um plano de simetria das regiões soldadas.

Utilizando o método para medida do comprimento da cunha baseado em traçar uma reta horizontal a interface entre as chapas e medir a distância entre a ponta da cunha e essa reta, explicitado no item 3.3, foi possível medir os comprimentos de cunha das nove condições de soldagem, os quais já foram apresentados na Tabela 4.5. De acordo com as macrografias mostradas na Figura 4.7, as condições C1, C6 e C8 que foram produzidos utilizando 2,1 mm como profundidade de penetração (o menor nível inicialmente selecionado) apresentaram as menores áreas soldadas em comparação com as outras condições, nas quais se utilizou maiores profundidade de penetração (2,6 mm e 2,8 mm). Uma menor área soldada sugere inicialmente uma menor carga de cisalhamento, mas ao contrário disso, a condição C1 apresentou a maior carga de cisalhamento (10725 N), o que reforça a proposta da influência do defeito

cunha no mecanismo de fratura, uma vez que esta condição apresentou o menor comprimento de cunha. Esta proposta é ainda reforçada se analisarmos a condição C7, a qual aparentemente apresentou a maior zona soldada (produzida usando a maior profundidade de penetração, 2,8 mm e velocidade de rotação de 1500 rpm), porém apresentou o maior comprimento da cunha, e, portanto, como esperado obteve uma carga de cisalhamento relativamente baixa (6912 N).

A Figura 4.8 propõe uma explicação para a relação inversa entre o aumento do comprimento da cunha com a redução na carga de cisalhamento.

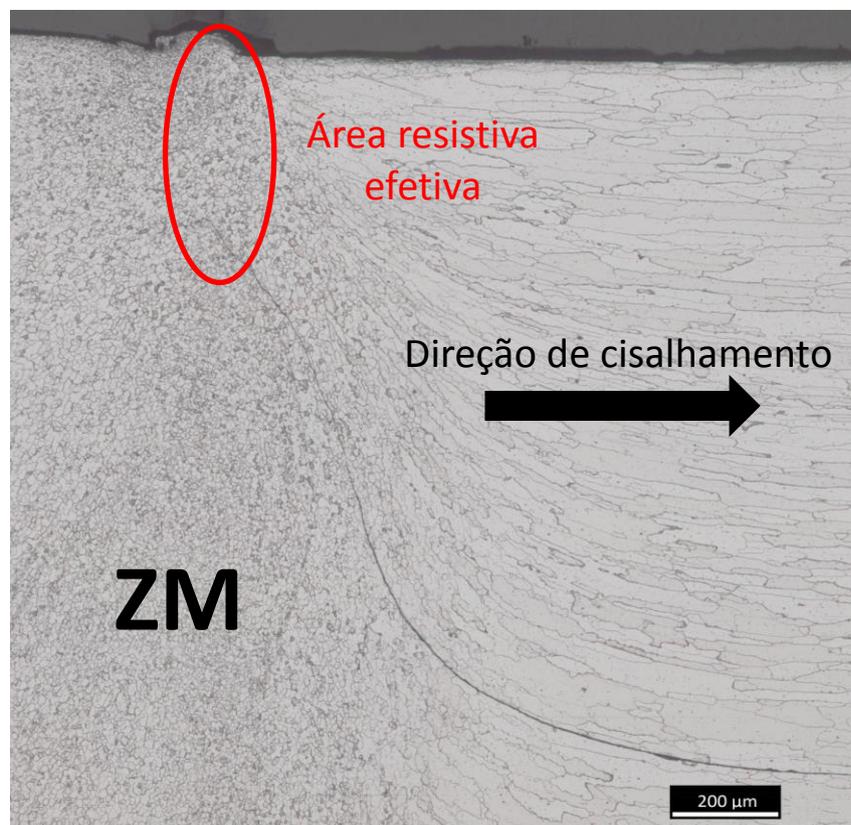


Figura 4.8 - Em detalhe a ponta da cunha com destaque para a provável área resistiva efetiva no cisalhamento.

De acordo com a definição de cunha, região de fraca ligação entre as placas, quando a região soldada é cisalhada na direção destacada, a área resistiva efetiva torna-se apenas aquela acima da ponta da cunha, assim, um maior comprimento de cunha leva a uma redução dessa área e,

consequentemente, a diminuição da carga de cisalhamento. Desta maneira, entre as condições propostas pelo método de Taguchi, com diminuição do comprimento da cunha, a área resistiva efetiva acima da ponta da cunha torna-se maior o que leva ao aumento da carga de cisalhamento, independentemente da zona soldada.

As macrografias das soldas complementares são apresentadas na Figura 4.9. Nestas condições de soldagem, provavelmente outros mecanismos de fratura estão agindo predominantemente no ensaio de cisalhamento, uma vez que ocorre a diminuição da carga de cisalhamento mesmo com a diminuição do comprimento da cunha.

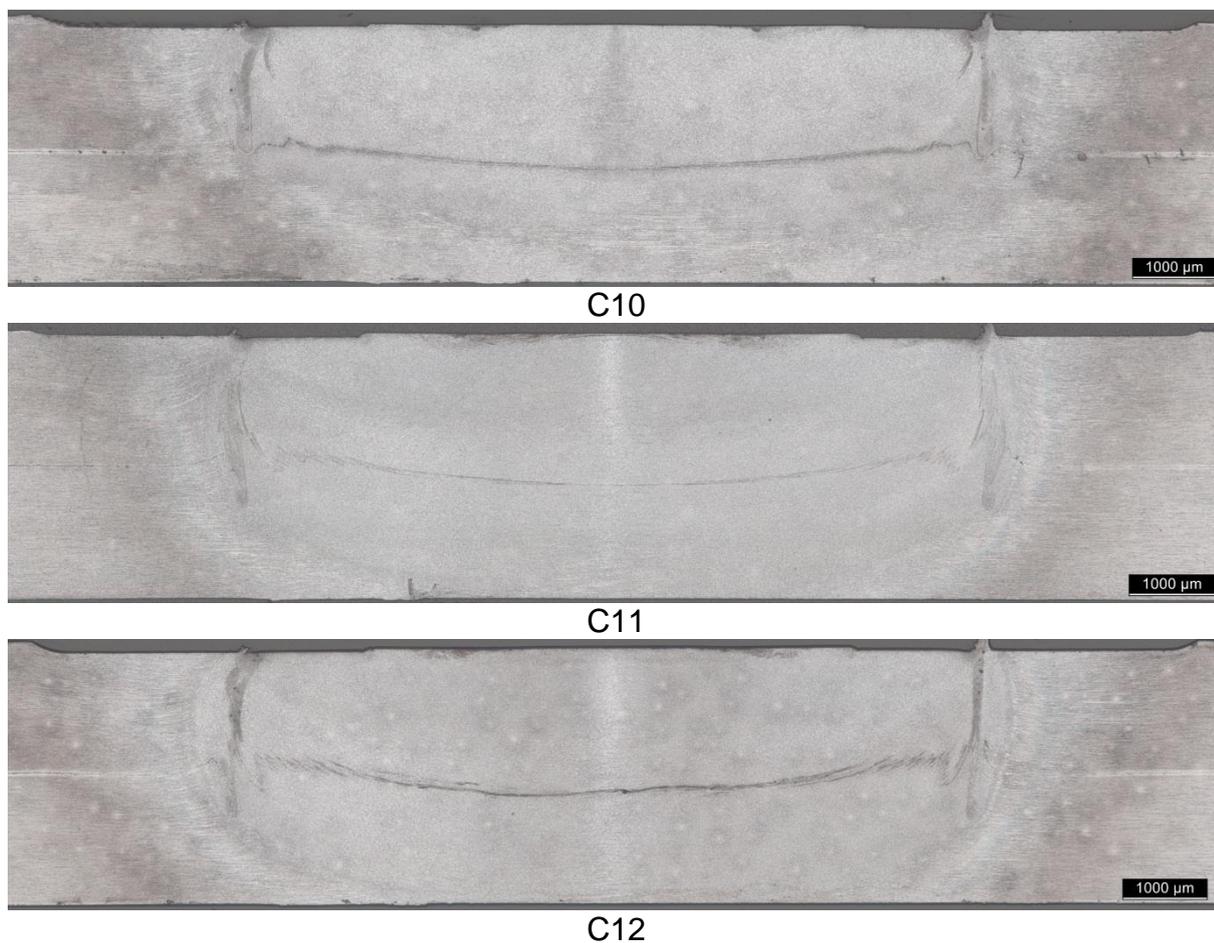


Figura 4.9 - Macrografias das seções transversais em um plano de simetria para as soldas complementares

Como pode ser visto nas macrografias das condições C10, C11 e C12, estas apresentam regiões de falta de mistura provavelmente resultantes da utilização de níveis inferiores dos parâmetros de soldagem. O comprimento da cunha apresenta um decréscimo como já mostrado anteriormente, no entanto, nestas condições aparecem áreas pronunciadas de fraca ligação entre as chapas. Além disso, a condição C10 apresenta a menor área soldada, o que pode ser justificado pela menor profundidade de penetração (1,6 mm) utilizada. A presença destes defeitos pode ser mais bem visualizada na Figura 4.10 e na Figura 4.11.

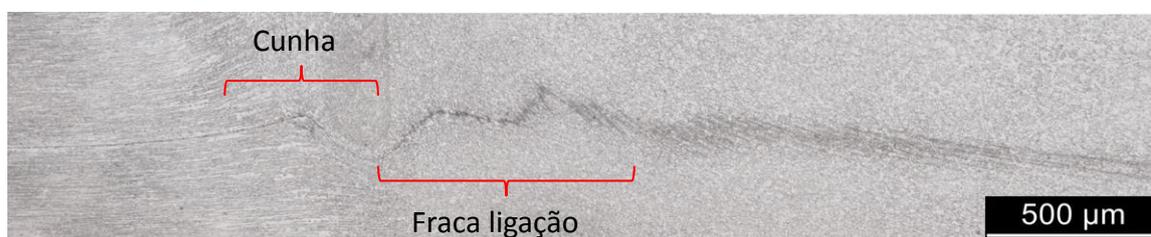


Figura 4.10 - Maior ampliação da condição C10 mostrando em detalhe a cunha e a região de fraca ligação.

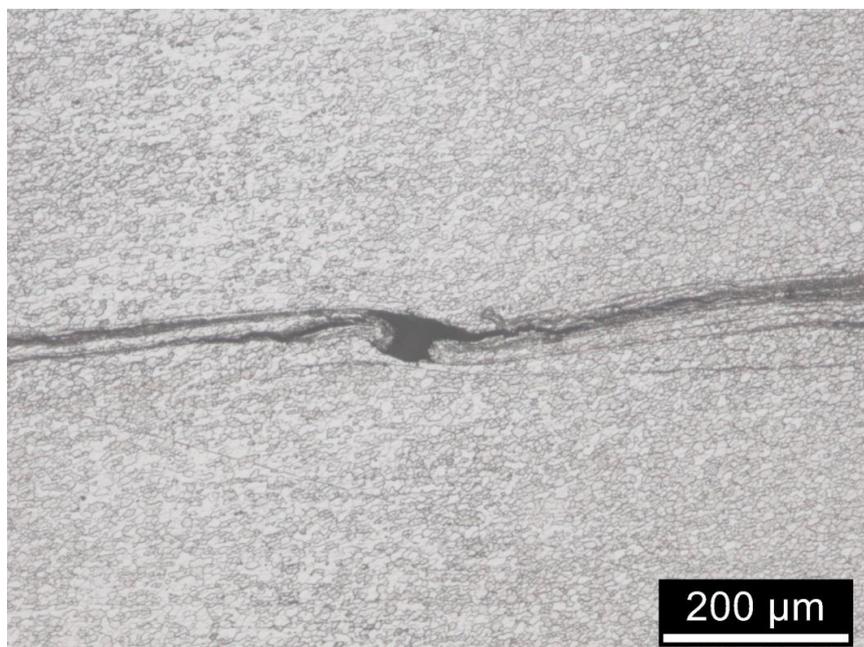


Figura 4.11 - Maior ampliação da condição C12 mostrando em detalhe o defeito falta de preenchimento.

A região de fraca ligação caracteriza o início da formação da união entre a placa superior e inferior, que é uma região de transição entre a interface sem união entre as placas e a própria região de solda. A presença destes defeitos que não estavam presentes tão pronunciados nas primeiras nove condições de soldagem podem explicar a redução da carga de cisalhamento, mesmo com a redução ainda maior do comprimento da cunha. A observação das amostras fraturadas após ensaio de cisalhamento mostram modos de fratura que corroboram as suposições levantadas, uma vez que a condição de soldagem C10, que apresentou o menor comprimento de cunha, entretanto pronunciada área de fraca ligação, teve uma fratura “através da solda”. Por outro lado, a condição C7, que apresentou o maior comprimento de cunha e aparentemente a maior área soldada, teve uma fratura “typical plug pull-out”, evidenciando que a trinca nucleou na ponta da cunha e se propagou pela chapa superior, como previamente observado por Pieta et al. [39]. As imagens obtidas nas observações das superfícies fraturadas serão apresentadas na seção 4.3.1.

4.3 Outras avaliações

4.3.1 Fratura no cisalhamento

Observações preliminares da superfície de fratura foram realizadas com o intuito de correlacionar o mecanismo de fratura com os defeitos encontrados nas macrografias das condições de soldagem apresentadas anteriormente e assim tentar elucidar as suposições que explicam a redução da resistência ao cisalhamento mesmo com a redução no comprimento da cunha. Para essa análise as condições C1 e C10 foram selecionadas, uma vez que tratam-se do melhor resultado de resistência ao cisalhamento e menor comprimento da cunha, respectivamente. A Figura 4.12 e Figura 4.13 mostram a superfície de fratura das condições C1 e C10 em análise visual e com magnificação em um estereomicroscópio.

De acordo com os Modos de fratura de FSpW [2, 4], a fratura apresentada pela condição C1 foi “Typical plug pull-out” onde a nucleação da trinca ocorre na região de interface entre a região soldada e se propaga através da chapa superior. Pode-se observar que a cunha é localizada exatamente

nesta região onde tipicamente inicia-se este modo de fratura, mostrando novamente um indicativo de que este defeito foi o responsável pela nucleação principal da trinca nas condições de soldagem que apresentaram esse modo de fratura. Entretanto, maiores análises por microscopia eletrônica são necessárias para entender por completo o mecanismo de fratura.

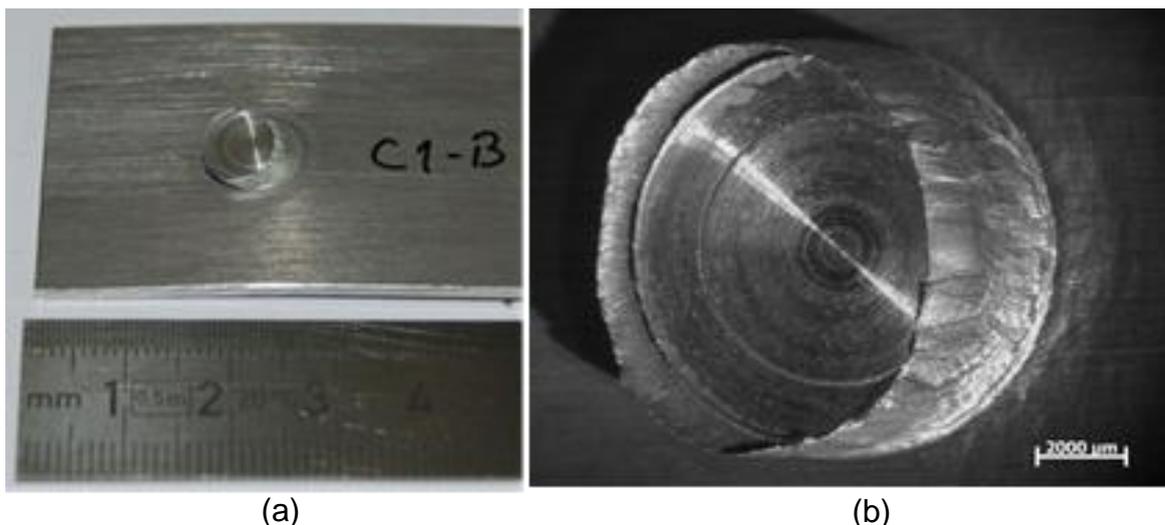


Figura 4.12 - Condição C1: (a) Foto da superfície da fratura na chapa inferior; (b) Macrografia da superfície de fratura.

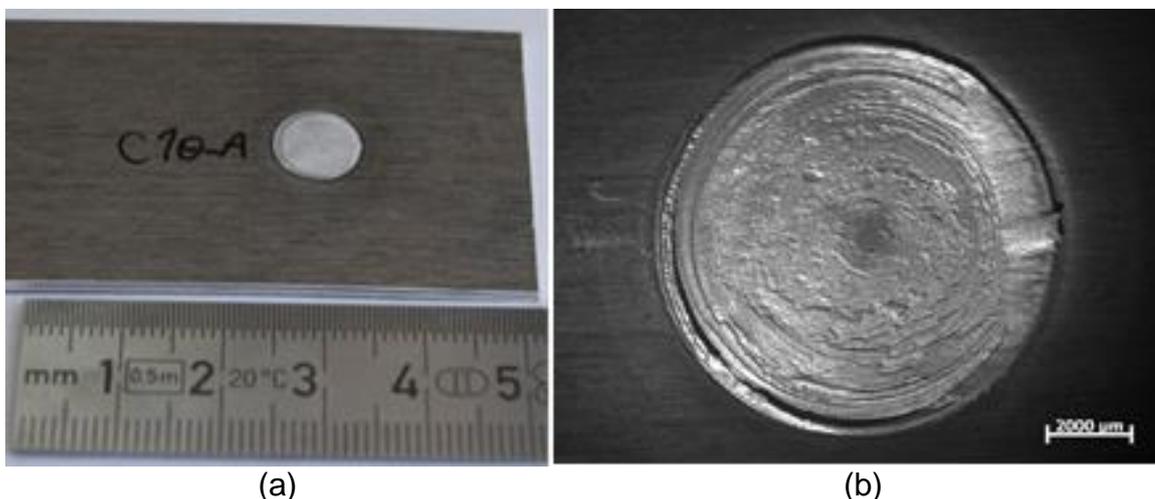


Figura 4.13 - Condição C10: (a) Foto da superfície da fratura na chapa inferior; (b) Macrografia da superfície de fratura.

Por outro lado a condição C10 apresentou o modo de fratura chamado “Através da solda” onde a fratura ocorre literalmente atravessando a solda

indicando a presença de outro mecanismo iniciando a fratura, o que confirma a proposição que nas condições de soldagem que apresentaram esse modo de fratura não foi a cunha o principal responsável por nuclear a trinca.

4.3.2 Perfil de Microdureza

Para complementar a caracterização mecânica das juntas soldadas foi realizada medições de microdureza a meia altura da placa superior, a fim de obter o perfil de dureza ao longo do botão de solda. Deste modo fez-se uma avaliação de mudanças na resistência do material a partir do processo de soldagem. O material de base 2198-T8 e 2198-T851 estudados apresentam uma dureza em torno de 145 HV_{0,2} e 132 HV_{0,2}, respectivamente, sendo esses comparáveis como iguais se tomarmos em consideração a margem de erro do equipamento utilizado, como já explicado anteriormente.

Os perfis de microdureza apresentados na Figura 4.14 mostram uma redução de cerca de 30 HV_{0,2} na região soldada em relação ao material base. Esta diminuição na dureza é justificada pela solubilização dos precipitados devido ao aumento da temperatura durante o processo de soldagem, uma vez que estes precipitados são responsáveis pelo aumento da resistência mecânica. Além disso, observa-se que a zona soldada aproximadamente definida como a região no interior da camisa, tem relativamente maior valor de dureza do que a região externa a camisa como a ZTMA (pequena região formada na fronteira entre a camisa e fora dela) e ZTA (zona externa a ZTMA). Este aumento da dureza é devido ao processo de recristalização dinâmica que ocorre na zona de mistura o que promove uma diminuição do tamanho do grão. Os menores valores de dureza são vistos na região da ZTA, uma vez que esta região também sofre solubilização dos precipitados com o aumento da temperatura e, além disso, um aumento no tamanho de grãos, reduzindo ainda mais a dureza. A delimitação exata da ZTA não pode ser identificada neste perfil de dureza uma vez que a distância analisada a partir do centro da solda ainda apresenta os valores de dureza que indicam a presença desta região.

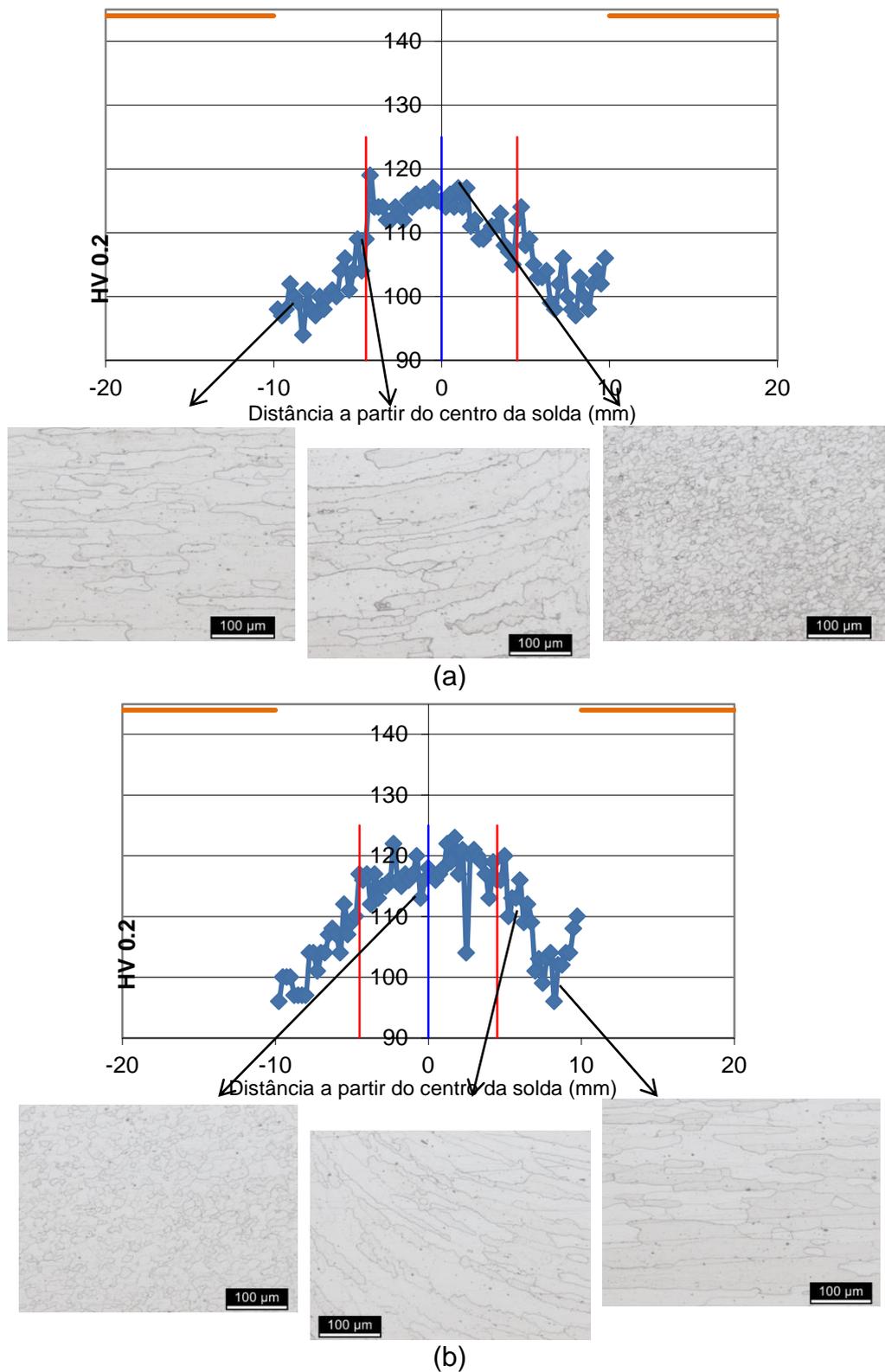


Figura 4.14 - Perfil de dureza mostrando em detalhe as três regiões típicas do processo FSpW (ZTA, ZTMA, ZM) nas condições de soldagem (a) C1e (b) C7.

A dureza dos materiais base é representada no gráfico da Figura 4.14 pelas linhas horizontais laranjas. As linhas verticais vermelhas representam a posição da camisa para facilitar a compreensão da região analisada.

4.4 Cunha *versus* resistência ao cisalhamento

Com o intuito de um melhor entendimento e análise da relação entre o comprimento da cunha e o comportamento mecânico da junta soldada em termos de resistência ao cisalhamento, a Figura 4.15 mostra uma compilação dos resultados obtidos para todas as condições de soldagem propostas pelo método de Taguchi e utilizadas inicialmente neste estudo.

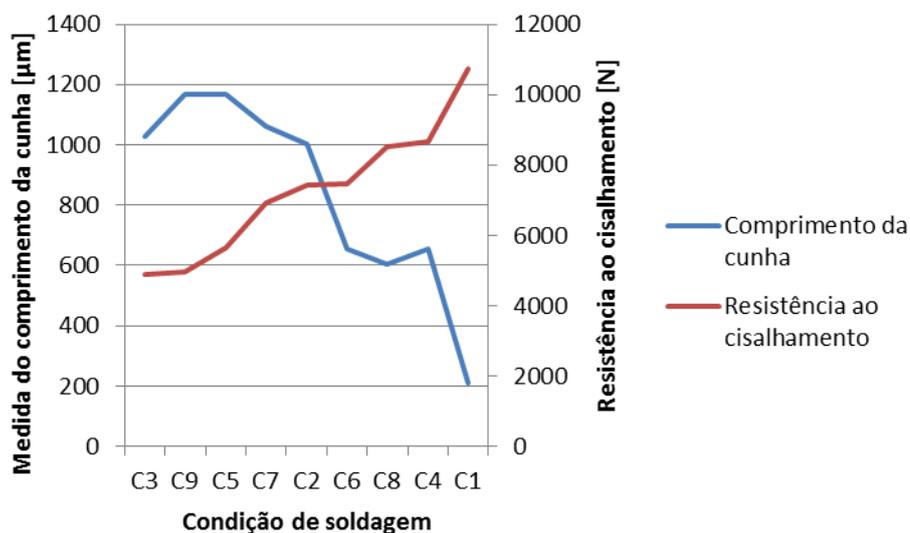


Figura 4.15 - Medidas do comprimento da cunha *versus* resistência ao cisalhamento para todas as condições de soldagem propostas pelo Método de Taguchi.

A observação do gráfico permite identificar uma clara tendência de aumento da resistência ao cisalhamento da junta soldada com a redução do comprimento da cunha. Isso ocorre provavelmente devido a atuação da cunha como uma trinca pré-existente uma vez que se trata de uma região de fraca ligação entre as placas. Assim, supõe-se que sendo possível reduzir, ou até mesmo eliminar a presença do defeito cunha na junta soldada, a resistência ao cisalhamento seria otimizada, entretanto as condições complementares de

soldagem – selecionadas para avaliar a influência individual de cada parâmetro – mostraram que uma redução da cunha a um comprimento menor do que o encontrado na condição C1, como é o caso da condição C10, com profundidade de penetração de 1,6mm, a resistência ao cisalhamento diminuiu. Esses resultados podem ser visualizados na Figura 4.16. Esse comportamento está provavelmente relacionado à atuação de outras características e defeitos da solda iniciando a fratura com maior importância do que a cunha, como por exemplo, regiões de fraca ligação entre as chapas, falta de mistura e falta de preenchimento. Além disso, a redução na área soldada pela redução no nível do parâmetro profundidade de penetração, também é determinante para a redução na resistência ao cisalhamento, uma vez que penetrando-se apenas 1,6mm a camisa atinge apenas a interface entre as chapas, não penetrando na chapa inferior para propiciar uma junta soldada consolidada. A observação das macrografias e da superfície de fratura dessas condições possibilitaram um entendimento da reversão da tendência de não aumentar mais a resistência ao cisalhamento com a redução da cunha.

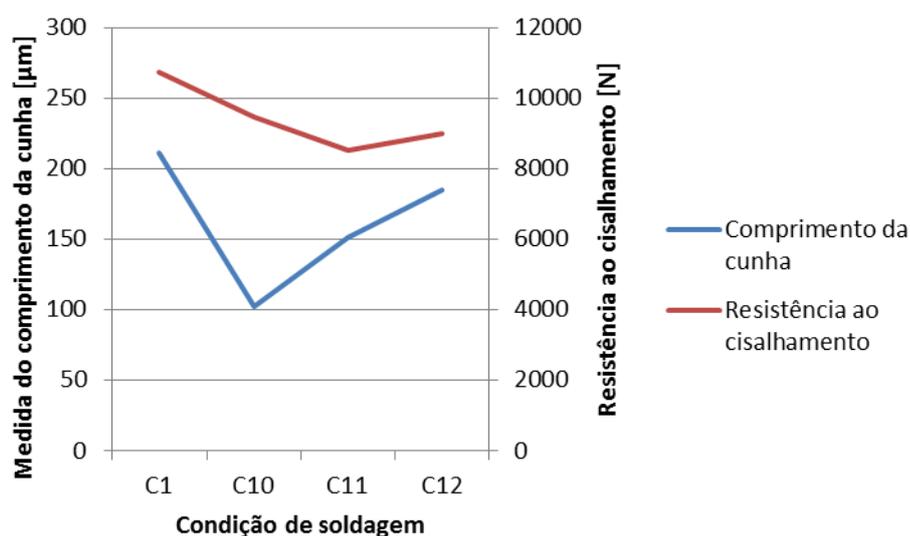


Figura 4.16 - Medidas do comprimento da cunha *versus* resistência ao cisalhamento para as condições complementares de soldagem.

4.4.1 Experimentos adicionais para redução da cunha

No intuito de tentar minimizar a cunha mantendo-se uma grande área de soldagem e evitando a presença de outros defeitos, duas novas condições de soldagem foram testadas baseadas na condição C7, a qual apresentou aparentemente a maior área soldada, entretanto um grande comprimento de cunha, e, portanto, uma resistência ao cisalhamento intermediária (dentre as condições avaliadas).

A primeira condição ensaiada, nomeada de C7 “sem cunha” (C7SC) foi obtida a partir dos mesmos parâmetros da C7, entretanto com um tempo adicional de 1s de soldagem no retorno da camisa exatamente na posição de penetração de 1,6mm. Essa condição foi indicada com o intuito de promover uma mistura adicional na região de formação da cunha evitando que a mesma fosse formada.

A segunda condição ensaiada consistiu da sobreposição da C7 + C10, que representam a condição aparentemente com maior área soldada e a condição que apresentou o menor comprimento de cunha, respectivamente. Assim, essa condição foi realizada em duas etapas, aplicando-se a condição C10 em cima de uma junta já soldada com a condição C7. Os resultados obtidos nesses ensaios adicionais estão apresentados na Tabela 4.9.

Tabela 4.9 – Cargas de cisalhamento e comprimento da cunha para as condições C7SC e C7+C10.

Condição de soldagem	Média das cargas de cisalhamento (N)	Média do comprimento da cunha (μm)
C7SC	3908	779
C7 + C10	5294	804

Os resultados obtidos nos experimentos adicionais foram insatisfatórios, uma vez que apesar de terem propiciado a redução no comprimento da cunha, levou a uma grande queda na resistência ao cisalhamento, principalmente para a condição C7SC, quando comparada a condição C7. A comparação dos valores obtidos para carga de cisalhamento e medida do comprimento da cunha em relação a condição C7 é apresentada na Figura 4.18. Nos dois

casos, o grande aporte térmico propiciado por aumentar o tempo de soldagem, e pelo sobreposição de soldagem, levou a uma condição macroestrutural com muitos defeitos, incluindo uma redução de espessura das chapas na região de soldagem, como pode ser visto na Figura 4.17. Assim, a tentativa de minimizar o comprimento da cunha mantendo-se uma grande área soldada não é efetiva através das possibilidades avaliadas.

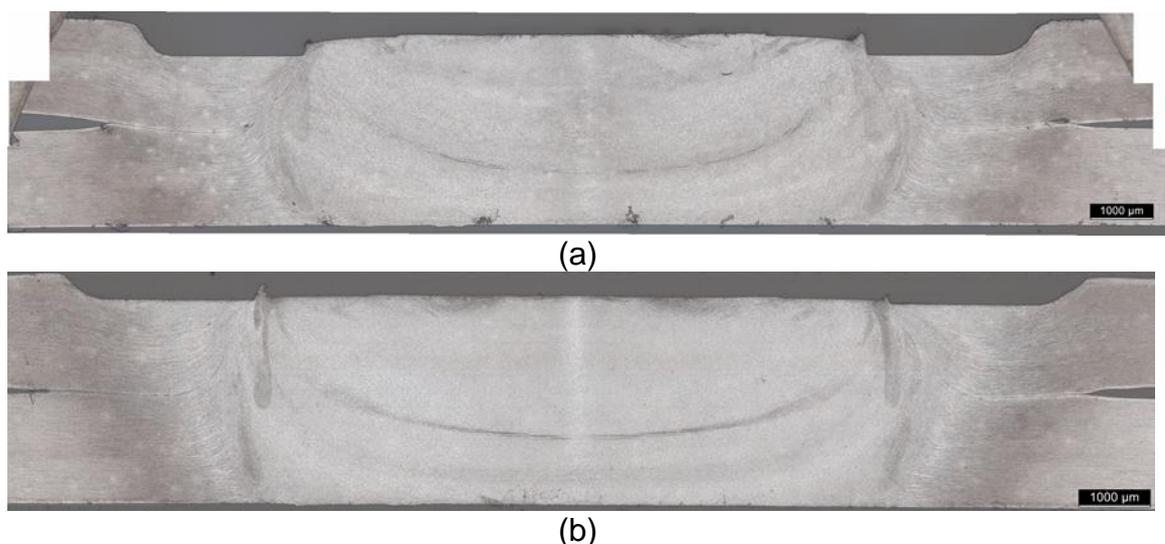


Figura 4.17 – Macrografias em seção transversal da região soldada das condições (a) C7SC e (b) C7+C10.

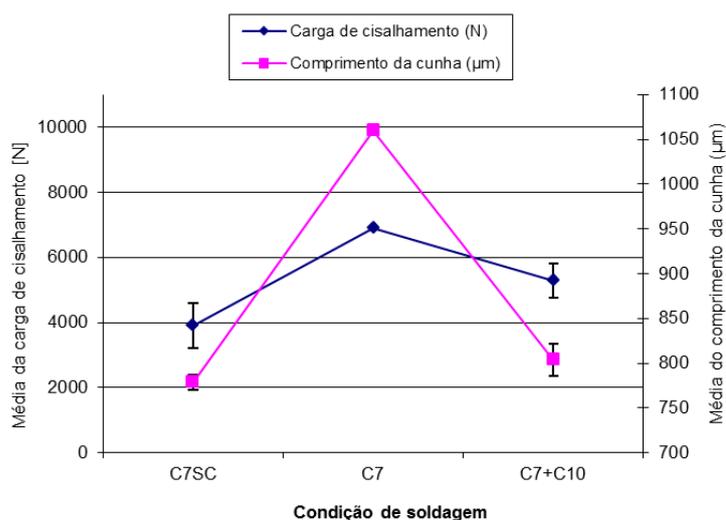


Figura 4.18 – Resultados de média da carga de cisalhamento e média do comprimento da cunha para condições C7SC e C7+C10 comparados com a condição C7.

5 CONCLUSÕES

O presente trabalho apresenta resultados suficientes para comprovar a possibilidade de união da liga de alumínio 2198-T8 de 1,6mm de espessura pelo processo de soldagem por fricção por ponto (FSpW).

A fim de se medir o comprimento do defeito de cunha um método foi proposto baseado na medida vertical entre a ponta da cunha e a interface entre as chapas em sobreposição, o qual se mostrou satisfatório uma vez que sua aplicação possibilitou correlacionar quantitativamente a formação da cunha com resultados de resistência ao cisalhamento.

Utilizando o Planejamento de Experimentos para definição do campo amostral e definição do escopo a ser estudado, e do Método de Taguchi para otimização dos parâmetros de processo, foi possível determinar os parâmetros ótimos de processo que levam ao menor comprimento de cunha, os quais coincidiram com os resultados de otimização para determinar os parâmetros ótimos que levam a maior resistência ao cisalhamento, onde foram encontrados em 1100 rpm para velocidade de rotação, 3 s de tempo de soldagem e 2,1 mm de profundidade de penetração, com uma pressão de fixação constante em 4,2 bar. Utilizando-se esta configuração obteve-se uma junta soldada com resistência de 10725N e uma medida de comprimento da cunha de 211 microns.

Com um posterior tratamento dos dados do Método de Taguchi através de Análise de Variância (ANOVA) foi possível avaliar a porcentagem de contribuição dos parâmetros de processo de FSpW em termos de resistência ao cisalhamento e comprimento da cunha. Em relação ao comprimento da cunha foi obtido que o parâmetro mais influente é a profundidade de penetração alcançando um valor muito expressivo de 68,6% de contribuição, o que foi confirmado com os ensaios complementares variando-se apenas os níveis desse parâmetro. O tempo de soldagem apresentou uma contribuição de 20,7% e por último a velocidade de rotação com 7,0%. Em termos de resistência ao cisalhamento, a profundidade de penetração foi o parâmetro mais influente representando 49,7%, seguido do tempo de soldagem com

46,0% de contribuição e por último a velocidade de rotação, representando 4,0%.

As condições de soldagem analisadas pelo método de Taguchi mostraram uma clara tendência de uma relação inversamente proporcional do comprimento da cunha com a carga no cisalhamento como, por exemplo, a condição que apresentou menor comprimento de cunha (211 microm) apresentou a maior resistência ao cisalhamento (10725 N) e a condição que apresentou o segundo maior comprimento de cunha (1166 microm) obteve a segunda menor resistência ao cisalhamento (4976 N). Por outro lado, as condições complementares, obtidas a partir de variações de cada nível dos parâmetros a partir dos ótimos mantendo-se um fixo e variando os demais, não seguiram esse padrão. Esta mudança de comportamento sugere que outros defeitos presentes provavelmente tem maior influência no mecanismo de início da fratura nestas condições do que a cunha, como por exemplo, pronunciadas regiões de fraca ligação entre as chapas, falta de preenchimento e falta de mistura. A observação da superfície de fratura de amostras ensaiadas corroborou essas suposições uma vez que as condições de soldagem que obtiveram os menores valores de cunha apresentaram o modo de fratura “através da solda”, típico da presença de outros defeitos. Com exceção dessas condições, todas as outras apresentaram o mesmo modo de fratura durante os ensaios de cisalhamento: “typical plug pull-out” o qual é associado com a iniciação e propagação da trinca na interface do botão de solda, exatamente onde a cunha está localizada.

As soldas apresentaram aspectos microestruturais típicos de ligas de alumínio soldadas por FSpW, uma região central denominada zona de mistura, com grãos recristalizados devido ao ciclo térmico e deformação plástica induzida pelo processo de soldagem e uma região de transição composta pela zona termomecanicamente afetada e zona termicamente afetada.

As medidas de microdureza mostraram uma grande queda nos valores em todas as regiões analisadas em comparação com o material base, que apresentou 144 HV na condição de tratamento T8 e 132 HV na condição T851. Esse comportamento é devido a solubilização dos precipitados uma vez que na

liga de alumínio 2198 (T8 ou T851) o mecanismo de endurecimento por precipitação é utilizado para manter alta as propriedades mecânicas. Dentre as regiões analisadas a zona termicamente afetada apresentou os menores valores de microdureza chegando a uma redução de até 50 HV em relação ao metal base com um leve aumento na zona termo-mecanicamente afetada e atingindo os maiores valores na zona de mistura com uma queda de aproximadamente 30 HV em relação ao metal base.

Por fim, duas condições de soldagem adicionais foram sugeridas baseadas nos resultados obtidos combinando-se a maior área soldada com menores valores de cunha, com o intuito de otimizar o resultado de resistência ao cisalhamento através da redução da cunha. As duas condições levaram a uma redução do comprimento da cunha, porém com redução na resistência ao cisalhamento, sendo os resultados insatisfatórios.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Desenvolver uma curva de fadiga S-N para a condição otimizada de resistência ao cisalhamento e para a condição que apresentou o menor comprimento de cunha, a fim de avaliar a influência deste defeito na nucleação de trincas por fadiga.

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] AGHION, E.; BRONFIN, B.; ELIEZER, D. The role of the magnesium industry in protecting the environment. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 117, n. 3, p. 381-385, 2001.
- [2] ALLEN, C., ARBEGAST, W. "Evaluation of Friction Spot Welds in Aluminium Alloys", SAE Technical Paper 2005-01-1252, SAE World Congress, Detroit, Michigan, 2005.
- [3] CAVALIERI, P., CABIBBO, M., PANELLA, F., SQUILLACE, A. "2198 Al-Li plates joined by FSW: Mechanical and microstructural behaviour", *Materials & Design*, 2009.
- [4] ROSENDO, T.S. et al. "Preliminary Investigation on Friction Spot Welding of Alclad 2024-T4 Aluminum Alloy". In XXXIII CONSOLDA – Congresso Nacional de Soldagem. 2007. Caxias do Sul, Brazil.
- [5] DA SILVA A.A.M., DOS SANTOS J.F., ROSENDO T.R., RAMOS F.D., MAZZAFERRO C.C.P. "Performance Evaluation of 2-mm thick alclad AA2024 T3 Aluminium Alloy Friction Spot Welding". SAE Paper 07ATC-103, 2007.
- [6] ROOY, E. L., "Introduction to Aluminium and Aluminium Alloys". ASM Handbook: Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, Vol. 2, 1990, p 3-14.
- [7] COBDEN, R. Training in Aluminium Application Technologies (TALAT). Lecture 1501. "Aluminium: Physical Properties, Characteristics and Alloys". The Welding Institute. 1991.
- [8] MOROZ I., ALCÂNTARA N.G., DOS SANTOS J.F. "Optimizing FSW welding parameters of aluminum alloy 2198-T851 applied in tailored blanks configuration". In 65° ABM Congress – Associação Brasileira de Metalurgia, 2010.

[9] SHEN, Z. et al. "Microstructure and failure mechanisms of refill friction stir spot welded 7075-T6 aluminium alloy joints", *Materials & Design*, Vol. 44, p. 476-486. 2013.

[10] FORÇA AÉREA BRASILEIRA. Pesquisa busca reduzir peso e aumentar resistência estrutural de aviões. Disponível em:
<<http://www.fab.mil.br/noticias/mostra/8647/TECNOLOGIA---Pesquisa-busca-reduzir-peso-e-aumentar-resist%C3%Aancia-estrutural-de-avi%C3%B5es>>.
Acesso em: 10 fev. 2014.

[11] AVIAÇÃO COMERCIAL. Embraer ERJ-145. Disponível em:
<<http://www.aviacaocomercial.net/erj.htm>>. Acesso em: 10 fev. 2014.

[12] ZHANG, S.; ZENG, W.; YANG, W.; SHI, C.; WANG, H. Ageing response of a Al–Cu–Li 2198 alloy, *Materials & Design*, Volume 63, November 2014, Pages 368-374, ISSN 0261-3069, <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2014.04.063>.

[13] LI, H.Y.; KANG, W.; LU, X.C. Effect of age-forming on microstructure, mechanical and corrosion properties of a novel Al–Li alloy, *Journal of Alloys and Compounds*, Volume 640, 15 August 2015, Pages 210-218, ISSN 0925-8388, <http://dx.doi.org/10.1016/j.jallcom.2015.03.212>.

[14] GAO, C.; ZHU, Z.; HAN, J.; LI, H. Correlation of microstructure and mechanical properties in friction stir welded 2198-T8 Al–Li alloy, *Materials Science and Engineering: A*, Volume 639, 15 July 2015, Pages 489-499, ISSN 0921-5093, <http://dx.doi.org/10.1016/j.msea.2015.05.038>.

[15] ALEXOPOULOS, N. D.; MIGKLIS, E.; STYLIANOS, A.; MYRIOUNIS, D.P. Fatigue behavior of the aeronautical Al–Li (2198) aluminum alloy under constant amplitude loading, *International Journal of Fatigue*, Volume 56, November 2013, Pages 95-105, ISSN 0142-1123, <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2013.07.009>.

[16] RAO, J., PAYTON, E.J., SOMSEN, C., NEUKING, K., EGGELER, G., KOSTKA, A., DOS SANTOS, J.F. "Where Does the Lithium Go? – A Study of

Precipitates in the Stir Zone of a Friction Stir Weld in a Li-containing 2xxx Series Al Alloy”.

[17] STEGLICH, D.; WAFAI, H.; BESSON, J. Interaction between anisotropic plastic deformation and damage evolution in Al 2198 sheet metal, *Engineering Fracture Mechanics*, Volume 77, Issue 17, November 2010, Pages 3501-3518, ISSN 0013-7944, <http://dx.doi.org/10.1016/j.engfracmech.2010.08.021>.

[18] RIOJA, R.J., LIU, J. The Evolution of Al-Li Base Products for Aerospace and Space Applications, *Metallurgical and Materials Transactions A*, Volume 43A, September 2012, Pages 3325-3337, DOI: 10.1007/s11661-012-1155-z.

[19] Y. Lin, Z.Q. Zheng, S.C. Li, Effect of solution treatment on microstructures and mechanical properties of 2099 Al–Li alloy, *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, Volume 14, Issue 1, January 2014, Pages 61-71, ISSN 1644-9665, <http://dx.doi.org/10.1016/j.acme.2013.07.005>.

[20] SCHILLING, C.; DOS SANTOS, J.F. Method and Device for Linking at Least Two Adjoining Work Pieces by Friction Welding. US Patent No. 6.722.556 B2 2004, April 20, 2004.

[21] PARRA, B. et al. “An investigation on friction spot welding in AA6181-T4 alloy”, *Tecnol. Metal. Mater. Miner.*, São Paulo, v.8, n.3, p. 184-190, Jul-Set. 2011.

[22] CAMPANELLI, L. C., ALCANTÁRA, N. G., DOS SANTOS, J. F., “Soldagem por ponto no estado sólido de ligas leves”. *Soldagem & Inspeção*, vol. 16, no. 3, São Paulo, Jul-Set. 2011.

[23] ARBEGAST, W.J. Refill Friction Stir Spot Welding of Aluminium Alloys. IIW International Seminar on Friction based Spot Welding Processes, Geesthacht, Germany, March 29-30, 2007.

[24] DA SILVA, A. A. M. E. A. Friction Spot and Friction Stir Spot Welding Processes - A Literature Review. In The Bulletin of National R&D Institute for Welding and Material Testing, p. 36-44, 2007.

[25] ROSENDO, T. et al. "Mechanical and microstructural investigation of friction spot welded AA6181-T4 aluminium alloy". Materials and Design. Vol. 32, p. 1094-1100. 2011.

[26] BADARINARAYAN, H., Yang, Q., Zhu, S. Effect of tool geometry on static strength of friction stir spot-welded aluminum alloy. Int. J. Mach. Tool. Manu. 49,142–148. 2009a.

[27] BADARINARAYAN, H., Shi, Y., Li, X., Okamoto, K., 2009b. Effect of tool geometry on hook formation and static strength of friction stir spot welded aluminum 5754-O sheets. Int. J. Mach. Tool. Manu. 49, 814–823.

[28] BUFFA, G., Campanile, G., Fratini, L., Prisco, A., 2009. Friction stir welding of lap joints: influence of process parameters on the metallurgical and mechanical properties. Mater. Sci. Eng. A 519, 19–26.

[29] YIN, Y.H., Sun, N., North, T.H., Hu, S.S., 2010. Hook formation and mechanical properties in AZ31 friction stir spot welding.

[30] LAKSHMINARAYANAN, A.K., BALASUBRAMANIAN, V. "Process parameters optimization for friction stir welding of RDE-40 aluminium alloy using Taguchi technique". In Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2008.

[31] TJANTELE, M., 1991. Parameter design using the Taguchi Methodology. Microelectronic Engineering 10, 277-286.

[32] ANAWA, E.M., OLABI, E.M. "Control of welding residual stress for dissimilar laser welded materials". In Journal of Materials Processing Technology paper 204 (2008) 22-33.

[33] FRALEY, S. et al. Design of experiments via taguchi methods: orthogonal arrays. The Michigan Chemical Process Dynamics and Control Open Text

Book. Disponível em:

<https://controls.engin.umich.edu/wiki/index.php/Design_of_experiments_via_taguchi_methods:_orthogonal_arrays>. Acesso em: 17 set. 2015.

[34] TOTTEN, G. E.; MACKENZIE, D. S. “Handbook of Aluminium”. Volume 1. Physical Metallurgy and Process.

[35] LIN, P.C., PAN, J., PAN, T., 2008. Failure modes and fatigue life estimations of spot friction welds in lap-shear specimens of aluminum 6111-T4 sheets. *Int. J. Fatigue* 30, 74–105.

[36] YIN, Y.H., SUN, N., NORTH, T.H., HU, S.S., 2010. Influence of tool design on the mechanical properties of AZ31 friction stir spot welds. *Sci. Technol. Weld. Join.* 15 (1), 81–86.

[37] MASOUMI, M., MARASHI, S.P.H., POURANVARI, M. “Assessment of the effect of laser spot welding parameters on the joint quality using Taguchi Method”. *Metal* 2009.

[38] AMANCIO, S.T. et al. Preliminary Investigation of the Microstructure and Mechanical Behaviour of 2024 Aluminium Alloy Friction Spot Welds. *Materials Transactions*. Vol. 52, No. 5 (2011), p. 985-991.

[39] PIETA, G.; DOS SANTOS, J.F.; STROHAECKER, T.R.; CLARKE, T. Optimization of Friction Spot Welding Process Parameters for AA2198-T8 Sheets. *Materials and Manufacturing Processes*, 2014, 29:8, 934-940, DOI: 10.1080/10426914.2013.811727