

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

*DIEGO RAFAEL ALBA*

SOLDAGEM HÍBRIDA POR DIFUSÃO ATRAVÉS DE FRICÇÃO (HFDB) PARA A  
UNIÃO DE TUBOS E FLANGES DE ALUMÍNIO

Porto Alegre

2015

*DIEGO RAFAEL ALBA*

Engenheiro Mecânico

SOLDAGEM HÍBRIDA POR DIFUSÃO ATRAVÉS DE FRICÇÃO (HFDB) PARA A  
UNIÃO DE TUBOS E FLANGES DE ALUMÍNIO

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

Área de Concentração: Ciência e Tecnologia dos Materiais

Orientador: Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker

Porto Alegre

2015

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Reitor: Carlos Alexandre Netto

Vice-Reitor: Rui Vicente Oppermann

ESCOLA DE ENGENHARIA

Diretor: Luiz Carlos Pinto da Silva Filho

Vice-Diretor: Carla Schwengber ten Caten

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO

Coordenador: Carlos Pérez Bergmann

Coordenador Substituto: Afonso Reguly

Alba, Diego Rafael

Soldagem híbrida por difusão através de fricção  
(HFDB) para a união de tubos e flanges de alumínio /  
Diego Rafael Alba. -- 2015.  
134 f.

Orientador: Telmo Roberto Strohaecker.

Dissertação (Mestrado) -- Universidade Federal do Rio  
Grande do Sul, Escola de Engenharia, Programa de Pós-  
Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de  
Materiais, Porto Alegre, BR-RS, 2015.

1. Soldagem em estado sólido. 2. Soldagem por difusão.  
3. Ligas de alumínio série 5XXX. 4. Projeto de  
experimentos. 5. Trocador de calor. I. Strohaecker, Telmo  
Roberto, orient. II. Título.

DIEGO RAFAEL ALBA

SOLDAGEM HÍBRIDA POR DIFUSÃO ATRAVÉS DE FRICÇÃO (HFDB) PARA A  
UNIÃO DE TUBOS E FLANGES DE ALUMÍNIO

Esta Dissertação foi analisada e julgada adequada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia e aprovada em sua forma final pelo Orientador e Banca Examinadora designada pelo Programa de Pós-graduação em Minas, Metalúrgica e de Materiais da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker

Orientador

Banca Examinadora

Dr. Márcio Levi Kramer de Macedo – DEMET - UFRGS

Dr. Jorge Fernandez dos Santos – Helmholtz Zentrum Geesthacht

Prof. Dr. José Antônio Esmério Mazzaferro – DEMEC - UFRGS

Dedico este trabalho à minha família, que me apoiou e me apoia sempre, aos meus pais, minha irmã e minha namorada, sem os quais jamais teria chegado até aqui.

## AGRADECIMENTOS

Primeiramente, gostaria de agradecer a minha namorada Juana a qual esteve junto comigo durante toda a realização deste trabalho me incentivando e ajudando incondicionalmente. Também agradeço pela compreensão e aprendizado pelo ano o qual estivemos distante.

Mãe e pai, muito obrigado. Sem o amor e dedicação de vocês nunca teria chegado até aqui.

À minha irmã Cinthya e cunhado Daniel, obrigado pelos momentos felizes que passamos ao lado das minhas sobrinhas Lelê e Maia, as quais amo demais.

A todos os meus colegas de Proeng-CDT. Sei que além de colegas de trabalho, tenho amigos neste grupo.

Ao meu orientador Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker pelas oportunidades e auxílio durante a elaboração deste trabalho.

Meu muitíssimo obrigado ao meu supervisor no *Helmholtz-Zentrum Geesthacht*, o Dr. Eng. Arne Roos. Foi um prazer desenvolver este projeto ao seu lado.

Ao coordenador do Departamento de Soldagem em Estado Sólido do *Helmholtz-Zentrum Geesthacht*, o Dr. Eng. Jorge dos Santos, por propiciar minha ida à Alemanha e pelo suporte em todos os momentos de minha estada no país.

Aos funcionários do *Helmholtz-Zentrum Geesthacht*, em especial Menno Peters e Dagmar Koschezk, por seu auxílio nos mais diversas necessidades que tive durante minha estada na Alemanha.

Ao Dr. Prof. Arnaldo Ruben pela ajuda durante o trabalho e por compartilhar seu conhecimento com todos a sua volta.

Agradeço a todos os meus amigos os quais me deram suporte durante este trabalho. Afinal, amigos são a família que escolhemos.

“O pensamento é tanto força quanto movimento. O pensamento é dinâmico. O pensamento se move. O pensamento decide o futuro. Você se torna o que pensa. O pensamento faz um santo ou um pecador. Ele pode moldar o homem. Pense que é Brama e Brama se tornará.”

Swami Sivananda

## RESUMO

Nas últimas décadas a soldagem em estado sólido vem se demonstrando como uma ótima alternativa perante os métodos tradicionais de união, os quais envolvem fusão dos materiais. O presente trabalho avalia a aplicação de um novo processo de união em estado sólido, a soldagem híbrida por difusão através de fricção (*Hybrid Friction Diffusion Bonding* - HFDB). O HFDB pode ser utilizado na união entre chapas finas ou também de chapas finas em substratos de materiais similares ou dissimilares. Através de calor e pressão os mecanismos de difusão são ativados gerando a união entre os materiais. Uma variante do processo de HFDB padrão pode ser utilizada para a fabricação das uniões de tubos e flanges-tubo de trocadores de calor de tubo espiral produzidos em alumínio. Utilizando como materiais duas ligas de alumínio dissimilares da série 5XXX, as amostras foram soldadas e caracterizadas. Visando a aplicação industrial do HFDB, o processo foi desenvolvido e sua viabilidade foi avaliada através de testes de estanqueidade, resistência à tração e análise metalográfica. Em seguida, visou-se a otimização dos parâmetros de soldagem (rotação, força axial e tempo de processo). Através de técnicas estatísticas de projeto de experimentos (DoE) os três fatores foram avaliados por meios de ensaios de tração para maximizar a resposta, limite de resistência. Investigações posteriores relacionadas aos mecanismos de união foram realizadas por meio da medição dos parâmetros de resposta, análise em microscópio ótico, aquisição de temperatura, espectroscopia de energia dispersiva de raios-x (EDX) e análise em elementos finitos (FEA). A primeira e mais importante premissa, a produção de soldas livres de vazamento, foi atingida. Em seguida, através da análise de uma equação de regressão e gráficos de superfície o conjunto de parâmetros otimizado – 1500 min<sup>-1</sup> de rotação, 3 kN de força axial e 30 segundos de tempo de processo - atingiu resultados equivalentes a 95% de resistência quando comparados ao material base. O presente trabalho mostra que o processo de HFDB é promissor para aplicações industriais e indica vantagens perante os métodos tradicionais de união utilizados hoje na fabricação de trocadores de calor de alumínio.

**Palavras-chave:** Soldagem em estado sólido. Soldagem híbrida por difusão através de fricção. Ligas de alumínio série 5XXX. Projeto de experimentos. Trocador de calor.



## ABSTRACT

In past few decades solid state welding has been demonstrating to be a great alternative compared to the traditional joining methods, which involve melting of the materials. This study evaluates the application of a new solid state joining process called Hybrid Friction Diffusion Bonding (HFDB). The HFDB can be used to join thin plates or thin plates on substrates of similar or dissimilar materials. Through heat and pressure diffusion mechanisms are activated generating the bonding between the materials. A variant of the standard HFDB process can be used to manufacture tubes and tube-sheets of Coil-Wound Heat Exchangers made of aluminum. Using two dissimilar aluminum alloys from the 5XXX series, the samples were welded and characterized. Intending an industrial application of the HFDB, the process was developed and its feasibility was assessed by leak tightness tests, tensile strength tests and metallographic analysis. Subsequently, it was aimed to optimize the welding parameters (speed, axial force and process time). Through statistical analysis of design of experiments (DoE), the three factors were evaluated by tensile tests to maximize the response, ultimate tensile stress. Further investigation related to bonding mechanisms were carried out by measuring the response parameters, optical microscope analysis, temperature acquisition, energy dispersive x-ray spectroscopy (EDX) and finite element analysis (FEA). The first and most important target, the production of leakage free welds was achieved. Then, through the analysis of a regression equation and surface plots, the optimized parameter set – 1500 min<sup>-1</sup> of rotational speed, 3kN of Axial force and 30 seconds of process time - achieved 95% of resistance when compared to the base material. This study shows that the HFDB process is very promising for industrial applications and indicates advantages compared to the traditional joining methods used today to manufacture aluminum heat exchangers.

**Keywords:** Solid state welding. Hybrid Friction Diffusion Bonding. 5XXX series aluminum alloys. Design of experiments. Heat exchanger

## LISTA DE FIGURAS

|  |    |
|--|----|
| Figura 1.1: Trocador de calor de tubo espiral para a liquefação de gás natural.....  | 1  |
| Figura 1.2: Conexões de tubos e flanges-tubos para TCTE.....   | 2  |
| Figura 2.1: Soldagem por fricção de rotação com (A) Estágio de rotação, (B) Estágio de força axial e atrito, (C) Estágio de plastificação e soldagem e (D) Estágio de forjamento. ....   | 5  |
| Figura 2.2: Ilustração das diferentes regiões de uma amostra soldada por fricção. ....   | 6  |
| Figura 2.3: Os três estágios principais da soldagem por fricção e mistura mecânica.  | 8  |
| Figura 2.4: Seção transversal típica de uma solda FSW mostrando o material base, zona afetada pelo calor (ZAC) e zona termo-mecanicamente afetada ( ZTMA). ....  | 10 |
| Figura 2.5: Representação esquemática dos perfis de dureza típicas para diferentes tipos de ligas de alumínio, onde (A) é alumínio puro ou ligas endurecidas por solução sólida, (B) ligas endurecidas por trabalho e (C) ligas endurecidas através de precipitados..... | 11 |
| Figura 2.6: Fluxo de material durante o processo de FSW, mostrando (a) fluxo horizontal; (b) fluxo vertical e (c) fluxo de material em diferentes planos paralelos a superfície superior de uma chapa de 3.18mm, (i) a 0.35mm, (ii) 1.59 mm e (ii) 2.28 mm . ....        | 12 |
| Figura 2.7: Superfície de um metal em contato com o ambiente, mostrando as diferentes “camadas absorvidas” presentes na superfície. ....   | 14 |
| Figura 2.8: Os três estágios do mecanismo de soldagem por difusão. ....  | 17 |
| Figura 2.9: Processo padrão de soldagem híbrida por difusão através de fricção (HFDB) esquematicamente mostrando (1) ferramenta, (2) chapa de atrito, (3) área de união (4) chapa de união.....  | 19 |
| Figura 2.10: Ferramenta padrão de HFDB para a união de chapas finas ou chapas finas em substratos. ....  | 20 |
| Figura 2.11: Amostra de HFDB mostrando as distintas regiões de solda. Material base, zona afetada pelo calor (ZAC) e zona termo mecanicamente afetada (ZTMA). ....   | 22 |
| Figura 2.12: Variante do processo de HFDB para união de flanges-tubo e tubos para aplicação em TCTE. (a) Fase de pré-posicionamento e início da rotação da ferramenta, (b) Fase de inserção e (c) Fase de soldagem.....  | 24 |

|  |    |
|--|----|
| Figura 2.13: Efeito do magnésio em solução nas propriedades mecânicas de uma liga binária de Al-Mg recozida. ....  | 26 |
| Figura 2.14: Curva típica de uma liga de alumínio comercial da série 5XXX endurecida por trabalho. ....  | 29 |
| Figura 2.15: Impacto do teor de magnésio nos valores de tensão de escoamento durante o endurecimento por trabalho de chapas de alumínio. ....  | 29 |
| Figura 3.3: Projeto de experimentos Box-Behnken apresentado graficamente mostrando os três fatores estudados e seus níveis. ....   | 36 |
| Figura 3.1: Abordagem metodológica para o estudo do processo de HFDB para união de tubos e flanges-tubo com o foco nas premissas de projeto e investigação dos mecanismos de união.....              | 39 |
| Figura 3.4: Ilustração esquemática de uma ferramenta HFDB para união de tubos e chapas de tubo para aplicação na manufatura de trocadores de calor de tubo espiral.....                              | 43 |
| Figura 3.5: Ilustração esquemática das amostras dos tubos e flanges-tubo para a investigação do processo de HFDB para TCTE.....  | 45 |
| Figura 3.6: Liga de alumínio AA5049-O, medições do tamanho de grão do material base. ....  | 45 |
| Figura 3.7: Limite de resistência da liga de alumínio AA 5083-H112 para diferentes temperaturas. ....  | 46 |
| Figura 3.8: Máquina de solda FS-RAS mostrando o equipamento, mesa de trabalho, sistema de fixação e amostra.....   | 47 |
| Figura 3.9: Sistema de fixação para realização dos experimentos. (a) Desenho técnico da montagem do sistema. (b) Modelo em elementos finitos para avaliar os deslocamentos na área de interesse..... | 48 |
| Figura 3.10: Posição dos termopares nas amostras de flange-tubo utilizada durante a aquisição de temperaturas dos experimentos. (fora de escala) .....   | 49 |
| Figura 3.11: Sistema de teste para estanqueidade de $10^{-5}$ mbar l/s das amostras..  | 51 |
| Figura 3.12: Máquina de ensaios de tração com amostra montada.....   | 52 |
| Figura 4.1: Limite de resistência das amostras soldadas pelo processo HFDB para TCTE integrantes do projeto de experimentos Box-Behnken. ....  | 54 |
| Figura 4.11: Valores observados vs. Valores preditos para o projeto de experimentos Box-Behnken para o processo de HFDB para TCTE. ....  | 55 |

|  |    |
|--|----|
| Figura 4.12: (a) Gráfico de pizza da ANOVA mostrando a influência de cada fator e suas interações na resposta – limite de resistência. (b) Gráfico de Pareto para analisar o p-value de cada fator mostrando sua relevância para o processo..... | 57 |
| Figura 4.13: Gráficos 2D e 3D da influência de cada fator na resposta – limite de resistência – nas amostras soldadas pelo processo de HFDB para TCTE em diferentes tempos de soldagem para 30 segundos, 35 segundos e 40 segundos...            | 59 |
| Figura 4.14: Medições da profundidade de soldagem das amostras soldadas pelo processo de HFDB para TCTE integrantes do projeto de experimentos Box-Behnken.....  | 60 |
| Figura 4.15: Amostras de validação do envelope de parâmetros 1 do processo de HFDB para TCTE.....  | 61 |
| Figura 4.16: Amostras de validação do envelope de parâmetros 2 do processo de HFDB para TCTE.....  | 61 |
| Figura 4.17: Limite de resistência das amostras soldadas pelo processo HFDB para TCTE realizadas para a validação do modelo do projeto de experimentos Box-Behnken.....  | 62 |
| Figura 4.18: : Profundidade de soldagem das amostrassoldadas pelo processo HFDB para TCTE realizadas para a validação do modelo do projeto de experimentos Box-Behnken. ....   | 63 |
| Figura 4.19: Curva característica para o processo de HFDB para TCTE mostrando os quatro estágios do processo. Amostra LIN-15-VL3.....  | 64 |
| Figura 4.20: Relação entre temperatura, força axial e torque e sua influência na microestrutura resultante da amostra LIN-15-VL5 .....   | 66 |
| Figura 4.21: Energia de soldagem comparada com as temperaturas máximas de processo para as seis amostras de validação do processo de HFDB para TCTE... ..  | 67 |
| Figura 4.22: Metalografia da amostra LIN-15-VL5 mostrando as distintas regiões da microestrutura de uma amostra soldada pelo processo HFDB para união de tubos e flanges-tubo .....  | 68 |
| Figura 4.23: Comparação entre as regiões de soldas de duas amostras soldadas com envelope de parâmetros distintos.....   | 69 |
| Figura 4.24: Medições dos tamanhos de grãos realizadas nas duas regiões disitintas, ZAC e ZTMA, da amostra soldada LIN-15-VL4.....   | 70 |
| Figura 4.25: Metalografia da amostra LIN-15-VL6 e linha de escaneamento para a medição de migração de magnésio de uma liga para outra através de EDX.....  | 71 |

|   |     |
|---|-----|
| Figura 4.26: Teores de alumínio e magnésio na interface de união da amostra LIN-15-VL6 para a avaliação do comprimento de difusão do processo de HFBD para união de tubos e flanges-tubos. ....                               | 72  |
| Figura 4.27: Coeficientes de difusão comparados com as temperaturas para cada instante do processo. ....  | 73  |
| Figura 5.1: Geometrias dos modelos térmicos do software COMSOL Multiphysics para a simulação da geração de calor e distribuição de temperaturas. (esquerda) modelo de furo simples, (direita) modelo com múltiplos furos..... | 75  |
| Figura 5.2: Seção transversal fraturada de uma das amostras mostrando a área efetiva de fricção entre ferramenta e tubo.....  | 79  |
| Figura 5.3: Calibração do modelo térmico para o processo de HFDB para TCTE ...  | 80  |
| Figura 5.4: Modelo térmico do processo de HFDB para TCTE de uma amostra de único furo no instante de tempo de 65 segundos. (a) Isométrica e (b) Seção transversal do modelo.....  | 81  |
| Figura 5.5: Modelo térmico do processo de HFDB para TCTE de uma amostra de múltiplos furos no instante de tempo de 65 segundos. (a) Isométrica e (b) Seção transversal do modelo.....   | 82  |
| Figura 5.6: Comparação entre as temperaturas simuladas do modelo de único furo e múltiplos furos. ....  | 82  |
| Figura 5.7: Pontos avaliados no modelo térmico de HFDB para sugerir furos elegíveis de serem soldados logo após a finalização de uma solda. ....  | 83  |
| Figura 5.8: Pontos avaliados no modelo de múltiplos furos para identificar qual dos furos virtualmente não apresenta modificações microestruturais.....   | 84  |
| Figura A.1: Critério de parada do processo que consistia em penetração de 0.2mm da ferramenta na amostra de flange-tubo (fora de escala) .....  | 97  |
| Figura A.2: Amostras soldadas para os estudos preliminares. ....  | 98  |
| Figura A.3: Ferramenta 12-7 (a) antes e (b) após o processo de soldagem .....   | 99  |
| Figura A.4: Amostras usinadas dos estudos preliminares do processo de HFDB para TCTE, amostras LIN-12-05 até LIN-12-08 .....  | 100 |
| Figura A.5: Desalinhamento concêntrico entre a ferramenta e a amostra LIN-12-05 levando a uma solda assimétrica com o lado esquerdo sem nenhum tubo e lado direito com insuficiente contato entre o tubo e a ferramenta.....  | 100 |
| Figura A.6: Amostra LIN-12-07 mostrando boas propriedades e aparência geométrica. ....  | 101 |

|  |     |
|--|-----|
| Figura B.1: 2 <sup>3</sup> Fatorial completo apresentado graficamente mostrando os três fatores estudados e seus níveis.....                   | 104 |
| Figura B.2: Resposta avaliada durante os experimentos – limite de resistência – do processo de HFDB para TCTE para o 22 fatorial completo..... | 107 |
| Figura B.3: Micrografia da amostra LIN-15-04 com boas propriedades atendendo todos objetivos de projeto.....                                   | 108 |
| Figura B.4: Gráficos de efeitos principais e interações para a resposta analisada – limite de resistência – do processo de HFDB para TCTE..... | 109 |

## LISTA DE TABELAS

|  |    |
|--|----|
| Tabela 2.1: Designações de têmperas para ligas de alumínio.....  | 27 |
| Tabela 2.2: Designações de têmperas para ligas endurecidas por trabalho.....   | 28 |
| Tabela 2.3: Métodos convencionais de união da lida de alumínio 5083.....   | 31 |
| Tabela 3.4: Notação geométrica do BBD para o processo de HFDB para TCTE mostrando as combinações de parâmetros avaliados. ....   | 37 |
| Tabela 3.1: Metas fixadas pelo parceiro industrial LINDE AG para o desenvolvimento do processo de HFDB para TCTE.....  | 40 |
| Tabela 3.4: Fatores e níveis do BBD para o processo HFDB para TCTE.....  | 41 |
| Tabela 3.5: Notação geométrica do BBD para o processo de HFDB para TCTE mostrando as combinações de parâmetros avaliados. ....   | 42 |
| Tabela 3.6: Dimensões da ferramenta de HFDB para TCTE utilizada neste estudo. ....   | 43 |
| Tabela 3.7: Composição química do material base. ....  | 44 |
| Tabela 3.8: Propriedades mecânicas e físicas para ambas as ligas de acordo com a literatura. ....  | 44 |
| Tabela 3.9: Limites de trabalho do sistema FS-RAS.....   | 47 |
| Tabela 3.10: Procedimento padrão para a preparação de amostras de alumínio para a análise em microscópio ótico. ....   | 50 |
| Tabela 4.1: Parâmetros e resultados atingidos para a resposta analisada – limite de resistência - para as amostras soldadas integrantes do projeto de experimentos Box-Behnken.....                                      | 54 |
| Tabela 4.7: Tabela ANOVA mostrando os valores utilizados para analisar a relevância de cada fator na resposta e realizar a análise de regressão do modelo. ....  | 56 |
| Tabela 4.8: Coeficientes de regressão para a resposta – limite de resistência – para o processo de HFDB para TCTE com o intuito de definir uma equação de regressão do modelo para a janela de parâmetros estudada. .... | 58 |
| Tabela 4.9: Envelopes de parâmetros utilizados para a validação do modelo do projeto de experimentos Box-Behnken. ....   | 61 |
| Tabela 4.10: Coeficientes para o cálculo da distância de difusão.....  | 72 |
| Tabela 5.1: Temperaturas máximas alcançadas durante experimentos das três amostras de validação com o mesmo envelope de parâmetros. ....   | 78 |

|  |     |
|--|-----|
| Tabela A.1: Dimensões da ferramenta de HFDB para TCTE utilizada neste estudo.<br>.....   | 96  |
| Tabela A.2: Parâmetros para os estudos preliminares do processo de HFDB para TCTE.....   | 97  |
| Tabela A.3: Parâmetros dos estudos preliminares do processo de HFDB para TCTE, amostras LIN-12-05 até LIN-12-08.....   | 99  |
| Tabela B.3: 2 <sup>2</sup> fatorial completo para o processo de HFDB para TCTE mostrando as amostras avaliadas com o intuito de estreitar a janela de parâmetros para estudos posteriores. ....                            | 106 |
| Tabela B.4: Envelope de parâmetros para a amostra LIN-15-04.....   | 108 |
| Tabela B.5: Comparação da resposta – limite de resistência - para três diferentes envelopes de parâmetros comparando duas ferramentas distintas (15-1 e 15-4) com diferentes diâmetros da área de atrito horizontal . .... | 110 |



## LISTA DE SIGLAS

|                 |  |
|-----------------|--|
| <b>AC</b>       | Corrente Alternada   |
| <b>AS</b>       | Lado de avanço ( <i>Advancing side</i> )   |
| <b>ALPORAS®</b> | Espuma de alumínio   |
| <b>ANOVA</b>    | Análise de Variância   |
| <b>ASME</b>     | <i>American Society of Mechanical Engineers</i>  |
| <b>ASTM</b>     | <i>ASTM International</i>  |
| <b>AWS</b>      | <i>American Welding Society</i>  |
| <b>BBD</b>      | Projeto de experimentos Box-Behnken  |
| <b>CFD</b>      | Fluidodinâmica computacional ( <i>Computer Fluids Dynamics</i> )                             |
| <b>DCEN</b>     | Corrente contínua com eletrodo negativo  |
| <b>DCEP</b>     | Corrente contínua com eletrodo positivo  |
| <b>DIN</b>      | Instituto Alemão de Normatização ( <i>Deutsches Institut für Normung</i> )                   |
| <b>DoE</b>      | Projeto de experimentos ( <i>Design of Experiments</i> )                                     |
| <b>EDX</b>      | Energia dispersiva de raios-x  |
| <b>ESAB</b>     | <i>Elektriska Svetsnings Aktie Bolaget</i>   |
| <b>FBTIG</b>    | Soldagem TIG com fluxo delimitado ( <i>Flux bounded TIG</i> )                                |
| <b>FEA</b>      | Análise de elementos finitos ( <i>Finite Element Analysis</i> )                              |
| <b>FEM</b>      | Método de elementos finitos ( <i>Finite Element Method</i> )                                 |
| <b>FSW</b>      | Soldagem por fricção e mistura mecânica ( <i>Friction Stir Welding</i> )                     |
| <b>GMAW</b>     | <i>Gas Metal Arc Welding</i>   |
| <b>GTAW</b>     | <i>Gas Tungsten Arc Welding</i>  |
| <b>GNL</b>      | Gás natural liquefeito   |
| <b>HFDB</b>     | Soldagem híbrida por difusão através de fricção ( <i>Hybrid Friction Diffusion Bonding</i> ) |
| <b>HRC</b>      | Dureza Rockwell C  |

|             |   |
|-------------|---|
| <b>HV</b>   | Microdureza Vickers   |
| <b>HZG</b>  | <i>Helmholtz Zentrum Geesthacht</i>   |
| <b>LBW</b>  | Soldagem por feixe de laser ( <i>Laser Beam Welding</i> )                     |
| <b>MAG</b>  | <i>Metal active gas</i>   |
| <b>MB</b>   | Metal base  |
| <b>MIG</b>  | <i>Metal inert gas</i>  |
| <b>PCBN</b> | Nitreto cúbico de boro policristalino   |
| <b>RS</b>   | Lado de retrocesso ( <i>Retreating side</i> )                                 |
| <b>RSM</b>  | Metodologia de Superfície de Resposta ( <i>Response Surface Methodology</i> ) |
| <b>SEM</b>  | Microscópio eletrônico de varredura   |
| <b>SPF</b>  | Forjamento Super-plástico ( <i>Superplastic Forming</i> )                     |
| <b>SZ</b>   | Zona de mistura ( <i>Stir Zone</i> )  |
| <b>TCTE</b> | Trocador de calor de tubo espiral   |
| <b>TIG</b>  | <i>Tungsten inert gas</i>   |
| <b>TWI</b>  | <i>The Welding Institute</i> – Reino Unido                                    |
| <b>UTS</b>  | Limite de resistência ( <i>Ultimate Tensile Stress</i> )                      |
| <b>ZAC</b>  | Zona afetada pelo calor   |
| <b>ZT</b>   | Zona de transição   |
| <b>ZTMA</b> | Zona termo mecanicamente afetada  |

## LISTA DE SÍMBOLOS

|                                |  |                            |
|--------------------------------|--|----------------------------|
| $T$                            | Temperatura                                  | [°C, K]                    |
| $T_m$                          | Temperatura de fusão                         | [°C, K]                    |
| $X$                            | Comprimento de difusão                       | [m]                        |
| $C$                            | Constante                                    | [adimensional]             |
| $D$                            | Coeficiente de difusão                       | [m <sup>2</sup> /s]        |
| $T$                            | Tempo  | [s]                        |
| $q_s$                          | Energia de soldagem                          | [W/m]                      |
| $n, R$                         | Rotação                                      | [min <sup>-1</sup> ] [rpm] |
| $v_s$                          | Velocidade de translação                     | [m/s]                      |
| $P$                            | Pressão de contato                           | [MPa]                      |
| $r$                            | Raio   | [m]                        |
| $\mu$                          | Coeficiente de atrito                        | [adimensional]             |
| $d$                            | Tamanho médio dos grãos                      | [m]                        |
| $L$                            | Comprimento da linha de medição              | [m]                        |
| $N_{int}$                      | Número de intersecções nos contornos de grão | [adimensional]             |
| $R^2$                          | Coeficiente de determinação                  | [adimensional]             |
| <b><i>P-value</i></b>          | Coeficiente P                                | [adimensional]             |
| <b><i>F-value</i></b>          | Coeficiente F                                | [adimensional]             |
| <b><i>FA</i></b>               | Força axial                                  | [kN]                       |
| $\sigma_a, \sigma$             | Limite de resistência                        | [MPa]                      |
| <b><i>TP</i></b>               | Tempo de processo                            | [s]                        |
| <b><i>E<sub>proz</sub></i></b> | Energia de soldagem                          | [W]                        |
| <b><i>M<sub>WS</sub></i></b>   | Torque médio                                 | [N.m]                      |
| $D_0$                          | Constante de difusão pré-exponencial         | [m <sup>2</sup> /s]        |
| $Q$                            | Energia de ativação                          | [J/mol]                    |

|                                     |                                    |                |
|-------------------------------------|------------------------------------|----------------|
| <b><math>R</math></b>               | Constante universal dos gases      | [8,31 J/mol.K] |
| <b><math>t_f</math></b>             | Tempo final                        | [s]            |
| <b><math>t_0</math></b>             | Tempo inicial                      | [s]            |
| <b><math>q</math></b>               | Calor gerado                       | [W]            |
| <b><math>\delta</math></b>          | Grau de deslizamento/aderência     | [adimensional] |
| <b><math>\tau_{friction}</math></b> | Tensão de cisalhamento de atrito   | [MPa]          |
| <b><math>\tau_{plastic}</math></b>  | Tensão de cisalhamento plástico    | [MPa]          |
| <b><math>\tau_{contact}</math></b>  | Tensão de cisalhamento de contato  | [MPa]          |
| <b><math>q_{viscous}</math></b>     | Calor gerado por atrito viscoso    | [W]            |
| <b><math>q_{plastic}</math></b>     | Calor gerado por atrito plástico   | [W]            |
| <b><math>\tau</math></b>            | Tensão de cisalhamento do material | [MPa]          |

## SUMÁRIO

|         |  |    |
|---------|--|----|
| 1       | INTRODUÇÃO.....  | 1  |
| 2       | REVISÃO DE LITERATURA.....   | 3  |
| 2.1     | Estado da arte.....  | 3  |
| 2.1.1   | Trocadores de calor.....   | 3  |
| 2.1.2   | Soldagem em estado sólido .....                                    | 4  |
| 2.1.2.1 | Soldagem por fricção .....   | 4  |
| 2.1.2.2 | Soldagem por fricção e mistura mecânica .....                      | 7  |
| 2.1.2.3 | Soldagem por difusão .....   | 12 |
| 2.1.2.4 | Soldagem híbrida por difusão através de fricção .....              | 19 |
| 2.2     | Alumínio .....   | 24 |
| 2.2.1   | Alumínio e suas ligas.....   | 24 |
| 2.2.2   | Ligas de Alumínio-Magnésio .....                                   | 25 |
| 2.2.3   | Endurecimento por trabalho a frio .....                            | 27 |
| 2.2.4   | Resistência do material na têmpera H1.....                         | 28 |
| 2.2.5   | Recozimento.....   | 30 |
| 2.2.6   | Métodos convencionais para a união da liga de alumínio AA5083..... | 30 |
| 2.3     | Metodologia de Superfície de Resposta .....                        | 35 |
| 2.3.1   | Projeto de Experimentos Box-Behnken.....                           | 35 |
| 3       | METODOLOGIA.....   | 38 |
| 3.1     | Abordagem metodológica .....                                       | 38 |
| 3.2     | Metas industriais.....   | 39 |
| 3.3     | Experimentos .....   | 40 |
| 3.3.1   | Projeto de Experimentos Box-Behnken.....                           | 41 |
| 3.4     | Ferramenta HFDB para TCTE .....                                    | 42 |
| 3.5     | Material base.....   | 43 |
| 3.6     | Métodos experimentais .....  | 47 |

|         |  |    |
|---------|--|----|
| 3.6.1   | Equipamento de soldagem .....                    | 47 |
| 3.6.2   | Forças do processo .....                         | 48 |
| 3.6.3   | Temperaturas do processo .....                   | 48 |
| 3.7     | Caracterização .....                             | 49 |
| 3.7.1   | Análise metalográfica .....                      | 49 |
| 3.7.1.1 | Microscopia ótica .....                          | 49 |
| 3.7.1.2 | Microscópio eletrônico de varredura (SEM) .....  | 50 |
| 3.7.2   | Testes de estanqueidade .....                    | 50 |
| 3.7.3   | Testes de tração .....                           | 51 |
| 4       | RESULTADOS E DISCUSSÃO .....                     | 53 |
| 4.1     | Desenvolvimento dos parâmetros de soldagem ..... | 53 |
| 4.1.1   | Projeto de experimentos Box-Behnken .....        | 53 |
| 4.1.2   | Validação do modelo .....                        | 60 |
| 4.2     | Fundamentos do processo .....                    | 63 |
| 4.2.1   | Aporte térmico e curvas de temperatura .....     | 63 |
| 4.2.2   | Microestrutura .....                             | 67 |
| 4.2.3   | Mecanismos de união .....                        | 70 |
| 5       | MODELAGEM DO FLUXO TÉRMICO .....                 | 74 |
| 5.1     | Modelo .....                                     | 74 |
| 5.1.1   | Geometria .....                                  | 74 |
| 5.1.2   | Condições de contorno .....                      | 75 |
| 5.1.3   | Fonte de calor .....                             | 76 |
| 5.1.4   | Contato .....                                    | 77 |
| 5.1.5   | Materiais .....                                  | 77 |
| 5.2     | Calibração .....                                 | 78 |
| 5.3     | Modelo de único furo .....                       | 80 |
| 5.4     | Modelo com múltiplos furos .....                 | 81 |

|     |   |     |
|-----|---|-----|
| 5.5 | Sequência de soldagem.....                                  | 83  |
| 6   | CONSIDERAÇÕES FINAIS.....                                   | 85  |
| 7   | CONCLUSÕES.....   | 86  |
| 8   | REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....                            | 88  |
|     | APÊNDICE A - Testes Preliminares.....                       | 96  |
|     | APÊNDICE B - Projeto de Experimentos Fatorial Completo..... | 103 |

## 1 INTRODUÇÃO

O crescimento econômico e o aumento da população mundial implica um forte aumento da demanda mundial de energia. O gás natural é um pilar essencial do nosso suprimento energético. Gás será a energia do século 21. A demanda deverá crescer 2,5% ao ano pelos próximos 10 anos, classificando-o em segundo lugar na matriz global de energia até 2030. O gás natural exige pouco processamento entre a fonte e o cliente final. O gás natural tornou-se uma *commodity* global e pode ser transportado com segurança e eficiência em sua forma liquefeita (GNL) por navios-tanque especialmente projetados, ou entregues a partir de um país para outro através de uma rede de gasodutos. Pode ser transportado e entregue de forma muito eficiente a longas e curtas distâncias, com perdas mínimas de combustível durante o transporte. [IGU (2014)]

No processo de liquefação, o gás natural é resfriado à  $-161^{\circ}\text{C}$ , reduzindo o seu volume por um fator de 600. Esta redução no volume faz com que ele seja economicamente viável para o transporte. O trocador de calor de tubo espiral (TCTE), ver figura 1.1, é o coração da planta de GNL e é onde o gás natural é liquefeito e sub-resfriado. Gás quente entra na parte inferior do trocador no lado do tubo e sai na parte superior sub-resfriado em estado líquido. A unidade deve ser projetada para processar grandes volumes de gás por dia.

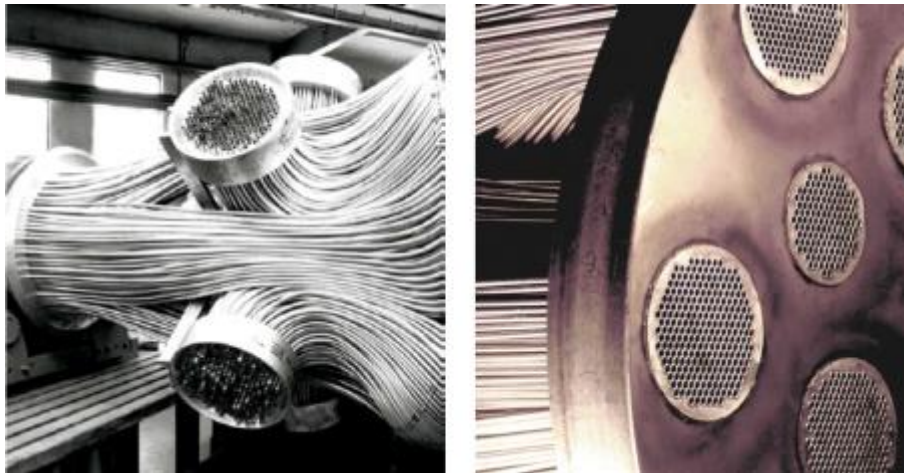


Figura 1.1: Trocador de calor de tubo espiral para a liquefação de gás natural. Fonte: LINDE (2015)



Desde os primeiros dias do GNL, a tecnologia do TCTE continuou a evoluir, a fim de atender as exigências industriais. Um dos desafios durante a fabricação de um TCTE é a união entre o tubo e flanges-tubo, como mostrado na figura 1.2, a qual serve para vedar o processo de liquefação do ambiente externo. Processos de união convencionais possuem limitações devido à, por exemplo, tolerâncias envolvidas ou a não total automatização do processo. Assim, novas tecnologias podem surgir para enfrentar tais desafios.

Este trabalho tem como objetivo a investigação da aplicação desenvolvida recentemente do processo de Soldagem Híbrida por Difusão através de Fricção, em inglês *Hybrid Friction Diffusion Bonding* (HFDB), para unir flanges-tubo e tubos em TCTEs.



**Figura 1.2: Conexões de tubos e flanges-tubos para TCTE. Fonte: LINDE (2015)**

O processo de HFDB foi desenvolvido no Instituto de pesquisa *Helmholtz Zentrum Geesthacht* - HZG, Alemanha, e foi relatado pela primeira vez por ROOS (2010). A física do processo está relacionada com a soldagem por difusão e por fricção e mistura mecânica, mas nesse processo não há mistura mecânica macroscópica entre os materiais a serem unidos. O processo é essencialmente governado por difusão, que é ativada por calor e pressão.

O presente trabalho é baseado em investigações preliminares, que foram realizadas por ROOS (2010) e DETHLEFS et al. (2014). Neste trabalho os princípios básicos do processo foram examinados. Os principais objetivos são a robustez e confiabilidade do processo para aplicação industrial.

## **2 REVISÃO DE LITERATURA**

### **2.1 Estado da arte**

#### **2.1.1 Trocadores de calor**

Trocadores de calor servem para transferir calor entre dois ou mais fluxos de fluido que fluem através do aparelho. Trocadores de calor de tubo espiral para aplicações criogênicas são compactos e confiáveis para uma ampla faixa de temperatura e pressão. Eles são adequados para fluidos em uma única fase, bem como correntes de duas fases. Eles consistem de uma ou mais bobinas enroladas com feixes de tubos alojados no interior de uma casca única de pressão. Os feixes são compostos de tubos de alumínio com diâmetro interno pequeno, o que proporciona uma grande área de transferência de calor em uma unidade compacta. Também permite que as pressões de operação sejam elevadas, levando a uma maior eficiência do processo. Os tubos são enrolados de forma helicoidal em torno de um mandril de alumínio. Este tipo de trocadores de calor com muitos tubos paralelos, no entanto tem um alto valor de fabricação, pois contêm uma variedade de conexões. [SCHLÜNDER (1983), LINDE (2015), (INC., 2008)

As conexões, especialmente aquelas entre o tubo e flanges-tubo, que é o objeto do presente trabalho, são hoje em dia geralmente produzidas por métodos de soldagem tradicionais de fusão, como soldagem por arco elétrico de eletrodo de tungstênio com proteção de gás inerte (TIG) ou soldagem por arco elétrico com gás ativo (MAG). Há também a possibilidade de unir com o processo de soldagem por feixe de laser (LBW) numa extensão limitada. O processo de união envolve basicamente três etapas:

1. Posicionamento inicial relativo entre os tubos e flanges-tubo;
2. Soldagem da conexão;
3. Procedimento de finalização pós-solda.

Os processos convencionais de fusão e de soldagem a laser muitas vezes encontram problemas na estanqueidade de gás das conexões. Por defeitos nas soldas, o gás pode escapar. O processamento posterior para corrigir o vazamento é muito complexo e conseqüentemente, dispendioso. Além disso, métodos de

soldagem convencionais não podem ser facilmente automatizados para esta aplicação, o que faz com que a produção das conexões de tubos e flanges-tubos apresentem altos custos.

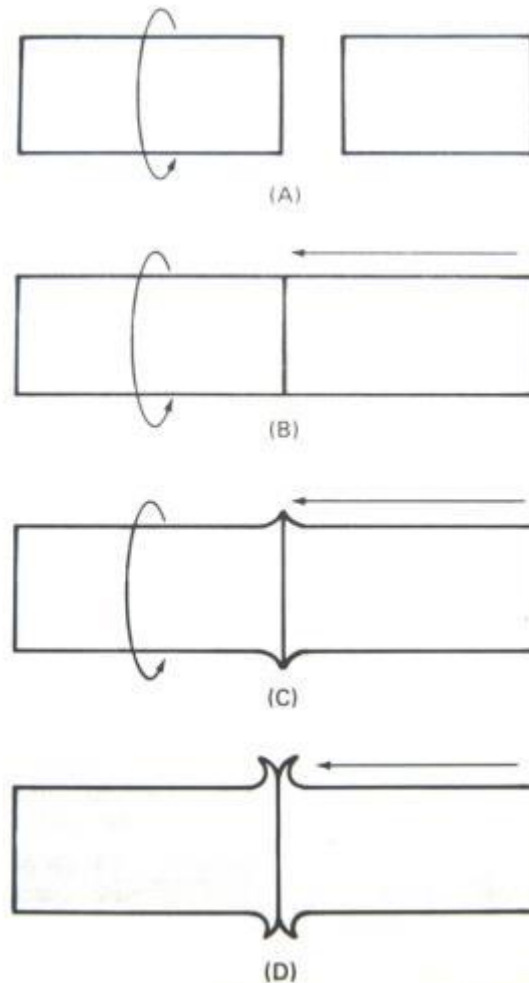
### **2.1.2 Soldagem em estado sólido**

HFDB é um novo processo de união recentemente desenvolvido na área de soldagem em estado sólido. Para entender melhor os princípios da HFDB, bem como descobrir os parâmetros dominantes, uma investigação sistemática do processo tem de ser conduzida. Primeiramente, uma revisão da literatura de um grupo de processos de soldagem similares, bem como HFDB, foi conduzida como listado abaixo:

- Soldagem por fricção;
- Soldagem por fricção e mistura mecânica (FSW);
- Soldagem por difusão;
- Soldagem híbrida por difusão através de fricção (HFDB).

#### **2.1.2.1 Soldagem por fricção**

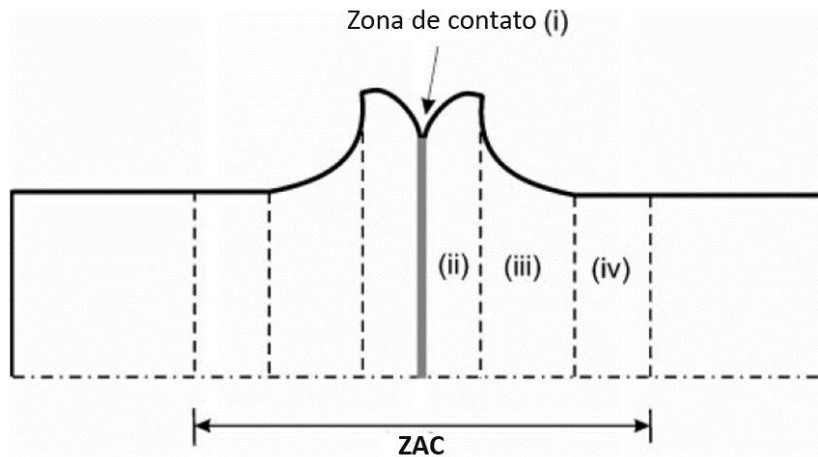
A soldagem por fricção é um processo em estado sólido que envolve a união de duas partes através da rotação ou deslocamento de pelo menos uma das partes em relação à outra. Ao trazer as duas partes em conjunto sob pressão, as forças de atrito geram calor, resultando em difusão, fluxo de material plastificado e ancoragem mecânica. Na maioria dos casos, a pressão é aumentada no final da fase de aquecimento, para facilitar o forjamento e a acomodação do metal aquecido. O processo de soldagem por fricção de rotação é essencialmente dividida em quatro etapas, conforme mostrado na figura 2.1. [(TOTTEN, G. E.; MACKENZIE, D. S., 2003); AWS (1978); MAALEKIAN (2007)].



**Figura 2.1: Soldagem por fricção de rotação com (A) Estágio de rotação, (B) Estágio de força axial e atrito, (C) Estágio de plastificação e soldagem e (D) Estágio de forjamento. Fonte: AWS (1978) vol. 3 p. 241**

Na soldagem por fricção existem essencialmente três parâmetros que controlam o processo, a velocidade relativa entre as peças, a força axial e tempo de processo. Estes parâmetros determinam o calor aplicado e a taxa de geração de calor na interface. Normalmente, o tempo de processo é determinado pela força axial e a velocidade. O tempo de processo deve ser selecionado de forma a expulsar as inclusões de óxido na superfície. [MAALEKIAN (2007), AWS (1978)]

A figura 2.2 mostra a geometria das diferentes regiões em uma amostra de solda por fricção. Durante o processo o material experimenta diferentes temperaturas e gradientes de tensão, causando mudanças microestruturais. A amostra de solda por fricção é essencialmente dividida em quatro regiões. [MAALEKIAN (2007)]



**Figura 2.2: Ilustração das diferentes regiões de uma amostra soldada por fricção. Fonte: adaptado pelo autor de MAALEKIAN (2007)**

- i. Zona de contato (zona de deformação plástica severa): Este é o lugar onde a fricção entre as peças ocorre. Esta região é sujeita a deformação plástica severa. Ela tem uma estrutura de grãos muito refinados.
- ii. Zona totalmente plastificada (zona de recristalização dinâmica): O material enfrenta deformação plástica severa, mas sem atritar. Dentro desta região, a densidade de discordâncias aumenta e ligada às altas temperaturas, ocorre recristalização dinâmica propiciando uma estrutura de grãos muito finos e equiaxiais.
- iii. Zona parcialmente deformada: Com a diminuição da taxa de deformação, temperatura e quantidade de deformação plástica, a microestrutura torna-se grosseira nesta região.
- iv. Zona não deformada: Esta região apenas enfrenta gradientes de temperatura, de modo que transformações de fase podem ocorrer. Ocorre crescimento de grão nesta região. [MAALEKIAN (2007)]

A soldagem por fricção possui uma série de vantagens quando comparados a outros métodos convencionais. Toda a energia convertida em energia térmica ocorre na interface de solda. A geração de calor está concentrada nesta área, o que promove uma Zona afetada pelo calor (ZAC) estreita. Devido à estreita ZAC, a distorção é mínima. A limpeza da superfície não é um fator importante e o processo não precisa de qualquer metal de adição ou gás de proteção. O calor localizado, bem como o fato do processo acontecer abaixo do ponto de fusão dos materiais a serem unidos, torna o processo adequado para unir materiais similares ou

dissimilares. Hoje em dia o processo de soldagem por atrito é utilizado em uma ampla gama de segmentos de indústria, por exemplo, o agrícola, automotivo, aeroespacial, petróleo e indústria elétrica. [MAALEKIAN (2007), AWS (1978)]

### **2.1.2.2 Soldagem por fricção e mistura mecânica**

A soldagem por fricção e mistura mecânica, em inglês *Friction Stir Welding* (FSW), é uma técnica de soldagem desenvolvida em 1991 pelo *The Welding Institute* (TWI) na Inglaterra. É um processo de união em estado sólido, isto é, a união acontece a temperaturas inferiores ao ponto de fusão do material. Isso proporciona algumas vantagens em relação aos processos de soldagem por fusão convencional.

O processo FSW se mostrou muito eficaz na união de materiais diferentes. Embora o alumínio tenha sido o pioneiro no uso industrial, verificou-se que as vantagens inerentes ao processo também são válidas para FSW de aço, titânio, cobre, magnésio e união de materiais dissimilares. O principal fator de limitação para o processo é o intervalo de fusão ou ponto de fusão  $T_m$  dos materiais a serem soldados. A  $T_m$  é diretamente relacionada com a possibilidade de plastificação da área de união e, conseqüentemente, para unir com sucesso os materiais. [DEBROY; BHADSHIA (2010); LOHWASSER; CHEN (2009); MISHRA; MAHONEY (2007)]

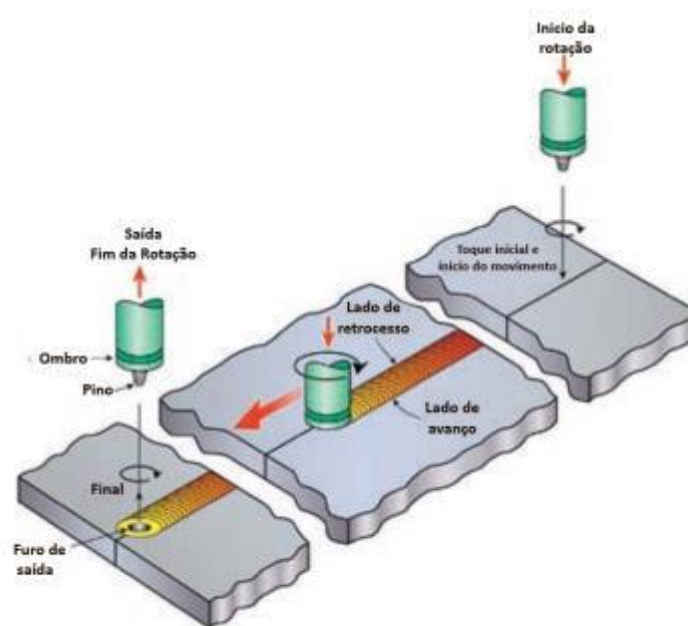
A ferramenta padrão de FSW consiste essencialmente de duas partes, o pino e o ombro. Pino e ombro geram as temperaturas necessárias do processo através de forças de cisalhamento ao redor do pino e através do atrito entre ombro e a peça. Adicionalmente, o ombro funciona como um limite ao material plastificado para que ele não flua fora das fronteiras da solda. O pino rotacionando na área do material plastificado mistura os materiais a serem unidos. Nos estudos de MISHRA; MAHONEY (2007), ZHANG, Y. et al. (2012), RAI et al. (2011), MEILINGER; TÖRÖK (2013) e NANDAN; DEBROY; BHADSHIA (2008) diferentes geometrias de ferramentas, características de ferramentas e como elas afetam o processo de adesão são descritas.

A rigidez do sistema de fixação tem de ser levada em consideração durante a soldagem por FSW. Para juntas de topo, as chapas devem ser rigidamente fixadas

sem qualquer lacuna na área de soldagem. É aconselhável o uso de uma placa de apoio que suporte as forças axiais, possíveis vibrações do processo e auxilia na extração de calor. Uma vez que a placa de apoio está em contato direto com a área de soldagem, um cuidado especial sobre a transferência de calor tem de ser tomada. O estudo da difusividade do material da placa de apoio é, portanto, importante. [LOHWASSER; CHEN (2009); BORRISUTTHEKUL et al. (2007); ROSALES et al. (2010); UPADHYAY; REYNOLDS (2014)]

A figura 2.3 mostra o processo padrão de soldagem por fricção e mistura mecânica. Ele é dividido em três estágios principais:

1. Penetração da ferramenta e geração de calor;
2. Movimento transversal da ferramenta ao longo da interface entre os materiais a serem unidos;
3. Remoção da ferramenta.



**Figura 2.3: Os três estágios principais da soldagem por fricção e mistura mecânica. Fonte: adaptado pelo autor de ESAB (2015)**

Durante a fase de inserção a ferramenta rotativa é introduzida na área de junção. Esta etapa é geralmente controlada de modo que a ferramenta seja inserida a uma taxa de deslocamento ou força específica. Nesta etapa o calor é gerado primeiramente através do pino e, em seguida, pelo ombro que plastifica o material

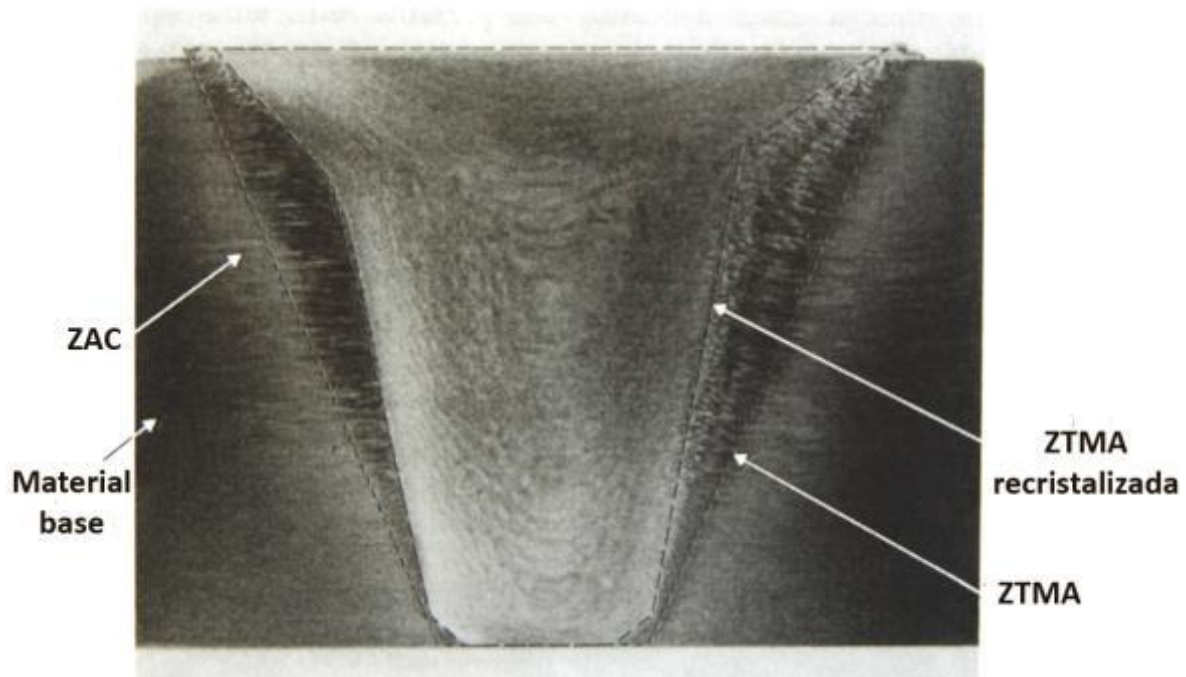
sob o ombro e em torno do pino. Depois que houver plastificação suficiente do material, a ferramenta inicia o seu movimento de translação e o atrito produz calor suficiente para manter o material em estado plástico, o que permite o fluxo de material em torno do pino, estabilizando o processo. O material atrás da ferramenta solidifica e a junta é consolidada. Quando a ferramenta atinge a extremidade da junta, a ferramenta para a sua translação e é, ainda em movimento rotacional, retraída deixando um furo na extremidade da junta. Este furo pode ser um concentrador de tensões e levar a uma perda de resistência na conexão. [LOHWASSER; CHEN (2009); NANDAN; DEBROY; BHADESHIA (2008)].

Ferramentas para FSW devem ser feitas de materiais resistentes ao desgaste à temperaturas elevadas. As ferramentas devem ser capazes de suportar as forças de processo impostas pelo sistema. Para a soldagem de alumínio através de FSW, ferramentas de aço de trabalho a quente são adequadas. Para materiais de alta resistência e mais duros, como aços ou titânio, ferramentas feitas a partir de materiais refratários, como tungstênio, molibdênio ou tântalo, são necessárias. Para aumentar a vida útil da ferramenta em algumas aplicações o nitreto cúbico de boro policristalino (PCBN) é aplicado para aumentar a resistência ao desgaste. [RAI et al. (2011); MISHRA; MAHONEY (2007)].

A seção transversal típica de uma solda por FSW é mostrada na figura 2.4. Em ambos os lados há o material não afetado durante o processo, ou seja, material base (MB). Embora o MB enfrente aquecimento, este não é suficientemente elevado para alterar a microestrutura e, portanto, as propriedades. Ao lado do MB, há a Zona Afetada pelo Calor (ZAC). Nesta região, o material é submetido a um ciclo térmico que altera a sua microestrutura sem qualquer deformação plástica, conseqüentemente as propriedades mecânicas são alteradas. Seguindo, há a região da Zona Termo Mecanicamente Afetadas (ZTMA). Na ZTMA, as peças a serem unidas são suficientemente aquecidas e amolecidas, e devido às forças elevadas de processo, existe a deformação plástica do material. A ZTMA pode ser separada em ZTMA e ZTMA recristalizada, ou *nugget*. No caso do alumínio, a ZTMA pode ter uma dureza mais baixa e alta susceptibilidade à corrosão em comparação com o MB. A ZTMA recristalizada refere-se à região anteriormente ocupada pelo pino. Geralmente tem uma granulação muito fina devido à deformação



plástica severa durante o processo de FSW. [LOHWASSER; CHEN (2009); MISHRA; MAHONEY (2007)]

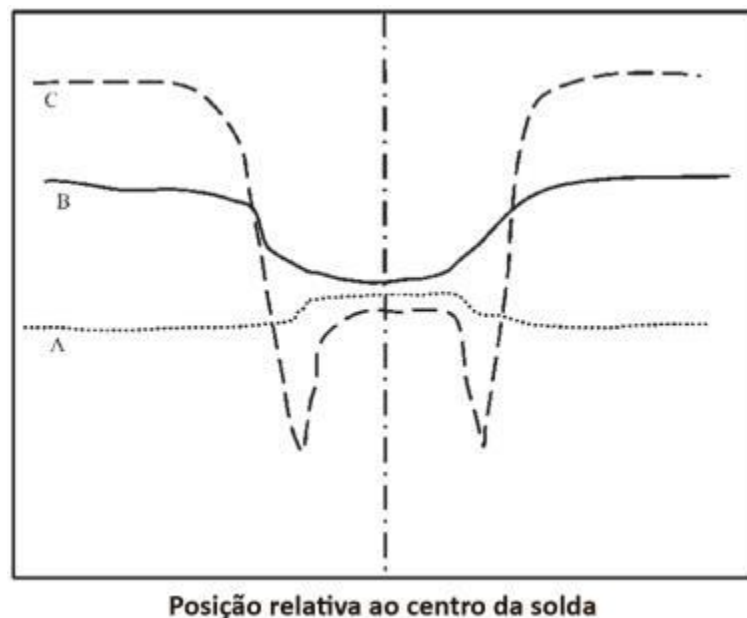


**Figura 2.4:** Seção transversal típica de uma solda FSW mostrando o material base, zona afetada pelo calor (ZAC) e zona termo-mecanicamente afetada ( ZTMA). Fonte: adaptado pelo autor de LOHWASSER; CHEN (2009) p. 17

As juntas por FSW exibem uma melhoria considerável nas propriedades mecânicas em relação a outros métodos de união convencionais. A eficiência da solda está intimamente relacionada com o material base e os parâmetros do processo escolhidos. Por exemplo, juntas com 100% de eficiência de soldagem já foram obtidos para a liga de alumínio AA 5083-O. Normalmente, a eficiência é mais elevada quando comparada com os processos de soldagem por fusão convencionais. A vida em fadiga das juntas por FSW também apresentam resultados muito satisfatórios. Geralmente, estas propriedades são reguladas por concentradores de tensões ou, devido à presença de regiões com baixa dureza na zona afetada pelo calor. Usinagem das soldas pós-processo de soldagem é uma alternativa para reduzir os concentradores de tensão nas soldas. [TOTTEN, G.E.; MACKENZIE, D.S. (2003)]

A figura 2.5 mostra os perfis típicos de dureza para três tipos diferentes de ligas de Al. A curva "A" mostra uma liga de alumínio puro ou de ligas reforçadas por solução sólida. É possível observar um pequeno aumento na dureza na zona

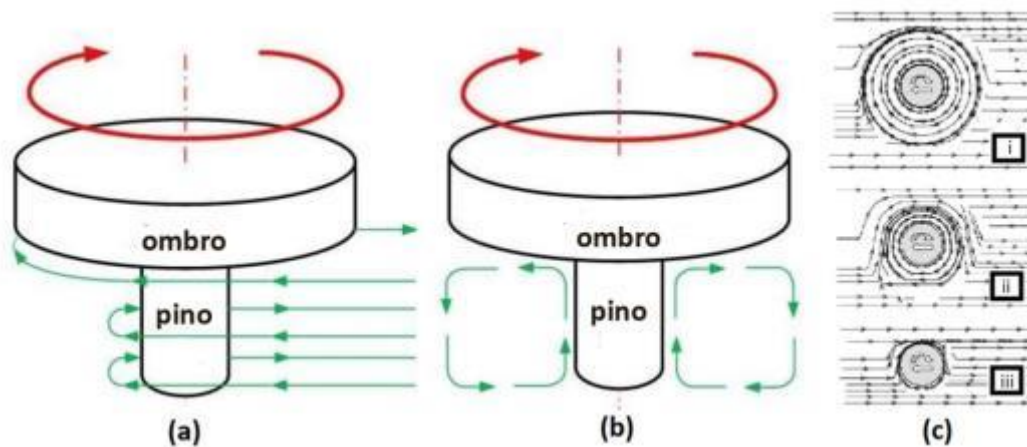
soldada. Isto é atribuído ao elevado grau de refinamento de grão que ocorre no cordão de solda. A curva "B" mostra uma liga endurecida por trabalho. O comportamento mostrado é atribuído à redução da densidade de discordâncias e diminuição da resistência. Para ligas endurecidas por trabalho a frio o ciclo de FSW funciona como um processo de recozimento, modificando a forma e tamanho dos grãos. A curva "C" apresenta o perfil de uma liga endurecida por precipitados. A forma do perfil de dureza é controlada pelos precipitados. Considerando que o *nugget* normalmente não apresenta precipitados, os limites do *nugget* possuem grande quantidade de precipitados grosseiros. Devido ao fato destes precipitados terem uma dureza menor em comparação com a matriz principal, o perfil de dureza é em forma de "W". [TOTTEN, G.E.; MACKENZIE, D.S. (2003)]



**Figura 2.5: Representação esquemática dos perfis de dureza típicas para diferentes tipos de ligas de alumínio, onde (A) é alumínio puro ou ligas endurecidas por solução sólida, (B) ligas endurecidas por trabalho e (C) ligas endurecidas através de precipitados. Fonte: adaptado pelo autor de TOTTEN, G.E.; MACKENZIE, D.S. (2003) p. 589**

Um dos aspectos importantes sobre FSW é o fluxo de material. A figura 2.6 ilustra o fluxo horizontal e vertical do fluxo de material durante o processo de FSW. A geometria da ferramenta é o maior fator relacionado ao fluxo de material. Nos estudos de SCHMIDT, H.; HATTEL, J. H. (2008), REYNOLDS (2008), TUTUNCHILAR et al. (2012) modelos numéricos de Dinâmica de fluidos computacional (CFD) são utilizados para prever com confiabilidade o fluxo de material durante FSW. [SCHMIDT, H.; HATTEL, J. H. (2008); REYNOLDS (2008);

TUTUNCHILAR et al. (2012); FONDA et al. (2013); MEILINGER; TÖRÖK (2013), LOHWASSER; CHEN (2009); NANDAN; DEBROY; BHADSHIA (2008)].



**Figura 2.6:** Fluxo de material durante o processo de FSW, mostrando (a) fluxo horizontal; (b) fluxo vertical e (c) fluxo de material em diferentes planos paralelos a superfície superior de uma chapa de 3.18mm, (i) a 0.35mm, (ii) 1.59 mm e (iii) 2.28 mm . Fonte: adaptado pelo autor de MEILINGER; TÖRÖK (2013) e NANDAN; DEBROY; BHADSHIA (2008)

A mistura mecânica entre materiais como descrito acima nem sempre é desejada, especialmente quando o objetivo é soldar materiais dissimilares. Um outro problema está relacionado com a união de chapas finas, ou de chapas finas em substratos, onde muitas vezes pequenas variações nos parâmetros do processo geram penetração total do pino no substrato. Aqui, a HFDB pode ser uma alternativa viável como processo de união.

### 2.1.2.3 Soldagem por difusão

A soldagem por difusão foi desenvolvida por N. F. Kazakov em meados dos anos 50. Ela é definida como um processo de união em estado sólido onde os fatores que regem o processo são, principalmente, temperatura e pressão. KAZAKOV (2013, p. 12) define que "A ligação por difusão de materiais em estado sólido é um processo para fabricar uma união monolítica, através da formação de ligações a nível atômico, como resultado do contato entre as superfícies devido à deformação plástica local em uma temperatura elevada que auxilia a interdifusão nas camadas superficiais do material a ser unido." [KAZAKOV (2013); AWS (1978); WEMAN (2011)]

A soldagem por difusão é um método versátil para a união de diversos materiais. Diferentes combinações de materiais podem ser unidas:

- Metais e não metais, similares ou dissimilares, podem ser unidos diretamente para criar uma união em estado sólido. Nesta situação, as temperaturas, pressões e tempos necessários para o processo dependem das características dos materiais a serem unidos e da preparação da superfície.
- Metais e não metais, similares ou dissimilares, podem ser unidos com uma fina camada de um metal dissimilar entre elas. Neste cenário, a camada promove uma difusão mais rápida ou permite um melhor contato entre os parceiros de união. Os parâmetros para o processo são escolhidos em função de que este metal de interface deve difundir e desaparecer no material de base até que não haja mais camadas entre os parceiros de união.

Foram, até então, várias tentativas bem-sucedidas de união de aços, ferros fundidos, alumínio e suas ligas, cobre e suas ligas, níquel e suas ligas, titânio e suas ligas, zircônio e suas ligas, nióbio, tântalo, molibdênio, tungstênio, Cerâmica, Semicondutores, grafite e carbonetos. [MISHRA; MAHONEY (2007); KAZAKOV (2013); WEMAN (2011)]

A difusão é um fenômeno dependente do tempo e da temperatura, onde a temperatura é o parâmetro dominante para o processo. A temperatura deve ser escolhida de forma que a deformação plástica e o processo de difusão possam ocorrer em grande escala. Geralmente, a temperatura para a soldagem por difusão é escolhida no intervalo entre  $0,5 T_m$  e  $0,8 T_m$  (onde  $T_m$  é a temperatura de fusão do material). Para soldagem por difusão de materiais refratários e aços de trabalho a quente, a temperatura necessária pode ser maior. [AWS (1978); KAZAKOV (2013)]

As superfícies do material a serem unidas por soldagem por difusão devem ser cuidadosamente preparadas de antemão. A figura 2.7 mostra que uma superfície real é constituída por um sistema complexo de "camadas absorvidas" que devem ser removidas de modo satisfatório para que uma união a um nível atômico possa ser alcançada. Todas estas camadas comportam-se como uma barreira para difusão. A espessura das camadas pode ser dezenas de angstroms ou até mais espessas. Dependendo da condição, o filme de óxido é coberto com uma camada de gases, água, moléculas polares e não polares, bem como partículas de pó. Em

primeiro lugar, para uma preparação ideal as superfícies a serem unidas devem ser usinadas assegurando assim, uma área de contato extensa e suave. Em segundo lugar, o desengorduramento das superfícies é essencial. Etanol, acetona e tricloroetileno são exemplos de agentes de limpeza. Aquecer em uma câmara de vácuo é também uma opção para remover estas camadas. A camada de óxido frágil que se forma em metais em contato com o ar é mais difícil de ser removida. Através de usinagem e tratamento químico, é possível remover a camada, mas ela volta a crescer novamente quase instantaneamente depois do contato com o ar ambiente. Normalmente, a camada de óxido é removida durante o processo de soldagem por difusão devido à pressão imposta. A camada de óxido é frágil e durante o processo de soldagem ela se quebra e dissocia-se para dentro do material base. [KAZAKOV (2013); AWS (1978); TOTTEN, G. E.; MACKENZIE, D. S. (2003)]



**Figura 2.7: Superfície de um metal em contato com o ambiente, mostrando as diferentes “camadas absorvidas” presentes na superfície. Fonte: adaptado pelo autor de KAZAKOV (2013) p. 31**

A pressão do processo de soldagem por difusão deve ser suficientemente elevada para achatar as asperezas da superfície e atingir a maior área de contato possível. A pressão ideal de processo produz uma solda uniforme e não induz deformações macroscópicas no material unido. Para encurtar o tempo de processo

a pressão deve estar próximo do limite de escoamento do material a certa temperatura. Quando os materiais a serem unidos são dissimilares, a pressão para soldagem por difusão deve ser escolhida em relação ao material de menor resistência. [AWS (1978)]

Para facilitar a difusão a maior parte do tempo do processo de soldagem por difusão é realizado em atmosferas de gás inerte ou em vácuo. O valor ótimo para o vácuo é selecionado no que concerne às propriedades do material e os resultados de ensaios mecânicos realizados pós-solda. Se o vácuo não é suficiente, os materiais podem oxidar. Se o vácuo escolhido for demasiadamente elevado não afetará o processo, mas a performance do equipamento diminui e os custos de processo aumentam. Um alto nível de vácuo é explicável apenas quando é essencial a limpeza dos óxidos e dos gases durante o processo de união. [KAZAKOV (2013); AWS (1978)]

O tempo de processo para a soldagem por difusão e, conseqüentemente, a difusão necessária está diretamente relacionada com a temperatura. Sabe-se que, aumentando o tempo de processo da soldagem por difusão para uma dada temperatura e pressão, a resistência de uma solda por difusão aumentará apenas até certo ponto. Excedendo esse limite, não haverá ganhos no desempenho mecânico. A literatura mostra que este tempo pode variar de segundos até horas. A equação 2.1 descreve a profundidade de difusão  $X$ . Esta é a distância média percorrida por um átomo durante o processo de difusão e pode ser expressa como: [AWS (1978)]

$$X = C\sqrt{Dt} \quad (2.1)$$

Onde  $X$ = profundidade de difusão [m];  $D$ = coeficiente de difusão [ $m^2/s$ ];  $t$ = tempo [s] and  $C$ = constante.

Para algumas combinações de materiais é necessário adicionar uma camada intermediária entre os parceiros de união. Esta camada destina-se a melhorar o contato entre as superfícies e facilitar o processo de difusão. Camadas intermediárias podem ser necessárias ou vantajosas para certas aplicações, com o intuito de: [AWS (1978)]

- reduzir a temperatura de processo,
- reduzir a pressão do processo,
- reduzir o tempo de processo,
- aumentar a difusividade,
- limpar a zona de união de elementos indesejáveis.

Outra variante do processo é o Forjamento Superplástico (SPF)/Soldagem por difusão. Materiais superplásticos são caracterizados por grãos finos e estáveis que quando deformados e aquecidos em condições específicas apresentam ductilidade excepcional. Se o alongamento de um material for superior a 200%, ele pode ser considerado superplástico. Em alguns casos, alongamentos na ordem de 8000% já foram alcançados em ligas de alumínio-bronze. Isto resulta em boa maleabilidade dos materiais, tornando possível a produção de formas complexas. Devido ao fato de que o forjamento superplástico necessita temperaturas semelhantes à soldagem por difusão, ambos os processos podem ser efetuados simultaneamente. Estudos relacionados ao Forjamento superplástico e forjamento superplástico/soldagem por difusão são descritos nas obras de HAN; ZHANG; WANG (2007), AGARWAL; KRAJEWSKI; BRIANT (2004), SANDERS; RAMULU; EDWARDS (2008), IWASAKI et al. (1998) e GIULIANO (2011). [GIULIANO (2011); TOTTEN, G. E.; MACKENZIE, D. S. (2003)]

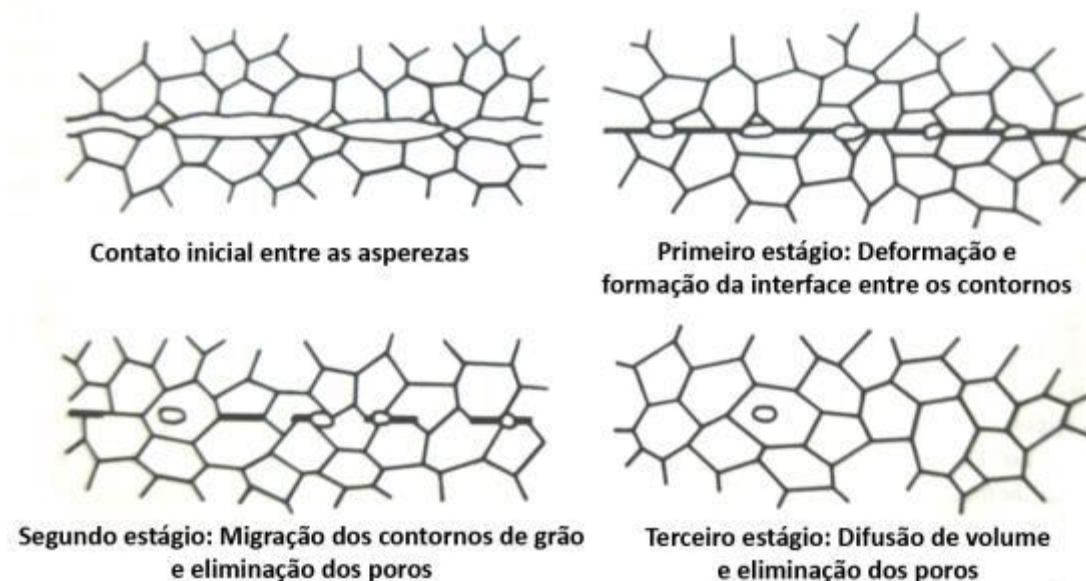
A soldagem por difusão apresenta algumas vantagens se comparada com outras técnicas de soldagem. Através da soldagem por difusão é possível unir uma vasta gama de materiais, metálicos e não-metálicos, semelhantes e diferentes nas mais diversas geometrias. As juntas podem ser produzidas com propriedades de microestrutura semelhantes ao material base. É possível unir componentes com o mínimo de distorção e com tensões residuais mínimas. As soldas por difusão também apresentam boa resistência à corrosão. [PILLING (1988); AWS (1978); KAZAKOV (2013)]

Podemos citar como desvantagens da soldagem por difusão a necessidade de aplicação de pressão e temperatura do processo em atmosferas controladas de vácuo ou gás inerte o que requer maquinário complexo e de alto custo. Além disso, a duração do ciclo térmico é longo quando comparado com processos de união



convencionais. A preparação das superfícies de união tem que seguir um regime rigoroso, a fim de remover todas as possíveis barreiras de difusão.

A soldagem por difusão, sem camada intermediária é dividida em três fases, como mostrado na figura 2.8. Na primeira fase, devido à pressão do processo as finas camadas frágeis de óxido se quebram e as asperezas se acomodam uma nas outras por meio de uma deformação elástica e plástica criando um contato muito próximo entre as superfícies. No final da primeira etapa, os limites de grãos dos materiais a serem unidos já estão tocando uns nos outros, mas ainda há lacunas entre eles. Durante a segunda etapa, a difusão torna-se mais relevante do que a deformação, e a maioria das lacunas desaparece enquanto que existe difusão atômica nos contornos de grão. Simultaneamente, as interfaces entre as fronteiras de grão migram para uma configuração de equilíbrio, formando vacâncias no interior dos grãos. Na terceira etapa, as vacâncias são eliminadas em função da difusão de volume. Todas as três fases ocorrem simultaneamente durante o processo. [AWS (1978)]



**Figura 2.8: Os três estágios do mecanismo de soldagem por difusão. Fonte: adaptado pelo autor de AWS (1978) vol. 3 p. 313**

O alumínio e suas ligas podem ser unidos com sucesso entre si ou entre materiais diferentes. O principal desafio ao soldar alumínio e seus derivados é a sua alta atividade química. O alumínio reage com outros metais para formar compostos sólidos frágeis (Aluminetos), e em contato com o oxigênio forma filmes estáveis de



óxidos. Devido ao tempo do processo e a capacidade para reagir com o oxigênio e nitrogênio, é aconselhável realizar a solda no interior de uma câmara de vácuo ou de gás inerte. Em aplicações em que apenas uma pequena ou nenhuma deformação local é tolerada, os materiais a serem unidos podem ser revestidos através de dispersão eletrolítica ou de vapor com uma fina camada de prata ou de cobre levando a menores temperaturas do processo. Para combinação dos processos descritos anteriormente, foram alcançados bons resultados na fabricação de componentes de alumínio e suas ligas através do processo de Forjamento superplástico/Soldagem por difusão. [AWS (1978); TOTTEN, G. E.; MACKENZIE, D. S. (2003); KAZAKOV (2013)]

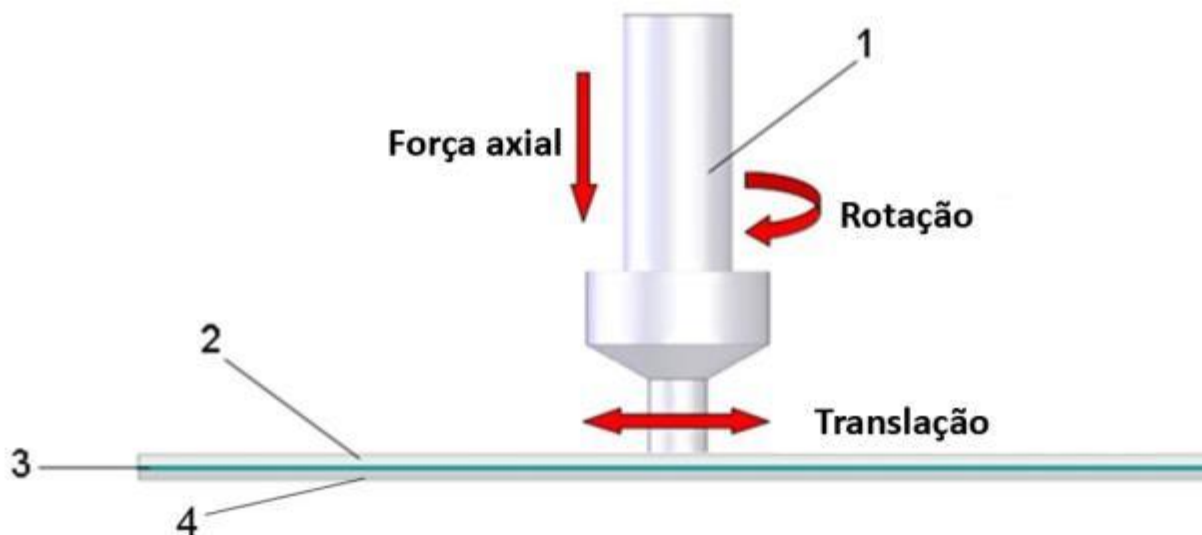
Diversos autores têm realizado estudos sobre a união de metais através de soldagem por difusão. PILLING (1988) desenvolveu um modelo numérico com o objetivo de prever o tempo necessário para que haja contato completo entre as interfaces de soldagem durante o processo de soldagem sob pressão isostática. Como principais fatores que regem o processo, ele menciona a planicidade das superfícies e rugosidade. WU; LEE; WANG (1998) realizaram testes para correlacionar os principais fatores (temperatura, pressão, tempo) para uma variedade de materiais. Ele enfatiza a importância da preparação da superfície para obter bons resultados. KITAZONO et al. (2002) estudaram o processo de soldagem de difusão para a união de painéis sanduíche de placas feitas da liga de alumínio AA5083 e espumas de alumínio (ALPORAS®) para aplicações em altas temperaturas onde adesivos mostram eficiência abaixo da ideal. Ele demonstra que a migração de magnésio a partir de placas de espuma existe, mostrando que a difusão ocorre. As uniões através de soldagem por difusão alcançaram bons resultados, aproximadamente 60% do material de base em testes de flexão três pontos a 423K.

A soldagem por difusão é aplicada, preferencialmente, em situações em que os métodos de união convencionais, especialmente processos de fusão, não são viáveis. Componentes de alta precisão com geometrias complexas e união de materiais diferentes são as principais áreas de aplicação para o processo de soldagem por difusão. Atualmente o processo de soldagem por difusão está mais disseminado na indústria eletrônica, automotiva, aeronáutica e aeroespacial.

#### 2.1.2.4 Soldagem híbrida por difusão através de fricção

Soldagem híbrida por difusão através de fricção (HFDB) foi desenvolvida e patenteada por ROOS (2010) e combina as vantagens de soldagem por difusão e soldagem por atrito e mistura mecânica. O novo método foi desenvolvido inicialmente para a produção de chapas finas em configuração de sobreposição ou topo e para a aplicação de camadas finas sobre substratos. A diferença e significativa vantagem do HFDB sobre a FSW é que nenhuma das camadas subjacentes é penetrada pelo pino e não há mistura mecânica macroscópica dos materiais. [GKSS; DOS SANTOS; ROOS (2007); ROOS (2010)]

A figura 2.9 mostra esquematicamente o processo padrão de HFDB para união de chapas finas ou chapas finas em substratos. A ferramenta de HFDB (1) por meio de rotação e força axial gera calor friccional. Na chapa de atrito (2), a camada diretamente abaixo da superfície da ferramenta de atrito é parcialmente plastificada. Devido ao calor e pressão axial, a recristalização dinâmica inicia o refinamento dos grãos. Os processos de difusão na área de união (3) são acelerados. A difusão entre a chapa de atrito (2) e um chapa de união (4) resulta em um conjunto metálico. Se necessário, sob rotação e pressão axial, a ferramenta pode realizar diversos ciclos na região onde se deseja a união. [ROOS (2010)]



**Figura 2.9: Processo padrão de soldagem híbrida por difusão através de fricção (HFDB) esquematicamente mostrando (1) ferramenta, (2) chapa de atrito, (3) área de união (4) chapa de união. Fonte: adaptado de ROOS (2010) p. 38**

Como mostrado na figura 2.10 uma ferramenta simétrica de rotação para o processo padrão de HFDB consiste principalmente em uma superfície de atrito. Esta

superfície de atrito gera a temperatura de processo e aplica a pressão de processo na área de união. Fica claramente visível o perfil da superfície de atrito, que é concebido para evitar que o material plastificado seja forçado a sair da área de atrito. ROOS (2010) testou ferramentas com perfis diferentes, bem como ferramentas com uma superfície sem nenhum perfil. Um perfil em espiral, como mostrado na figura 2.10, obteve os melhores resultados.

Como material de ferramenta para alumínio e suas ligas foi empregado aço de trabalho a quente com 54 HRC de dureza. Para as ligas de titânio e aços foi utilizada uma ferramenta feita de tungstênio-rênio (WRe). [ROOS (2010)]



**Figura 2.10: Ferramenta padrão de HFDB para a união de chapas finas ou chapas finas em substratos. Fonte: adaptado pelo autor de ROOS (2010) p. 38**

O método e ferramentas anteriormente descritos foram investigados por ROOS (2010). O objetivo foi estudar a influência dos parâmetros de processo nas curvas de temperatura e na resistência da junta, e também para caracterizar a microestrutura na zona de união. Posteriormente, o processo de HFDB foi comparado com o processo de soldagem por difusão.

ROOS (2010) primeiro investigou o processo padrão de HFDB com chapas finas de alumínio (2024/Al99,5; 7075/Al99,5; 7075/2024). Os parâmetros para os testes preliminares foram velocidade, rotação, taxa de alimentação, número de passes e pressão axial. Foi dada especial atenção para a correlação de parâmetros HFDB e o resultado das temperaturas do processo. Foi definido como temperatura do processo o primeiro máximo de temperatura durante o primeiro passe da ferramenta ao longo da zona de união. As temperaturas observadas variaram de

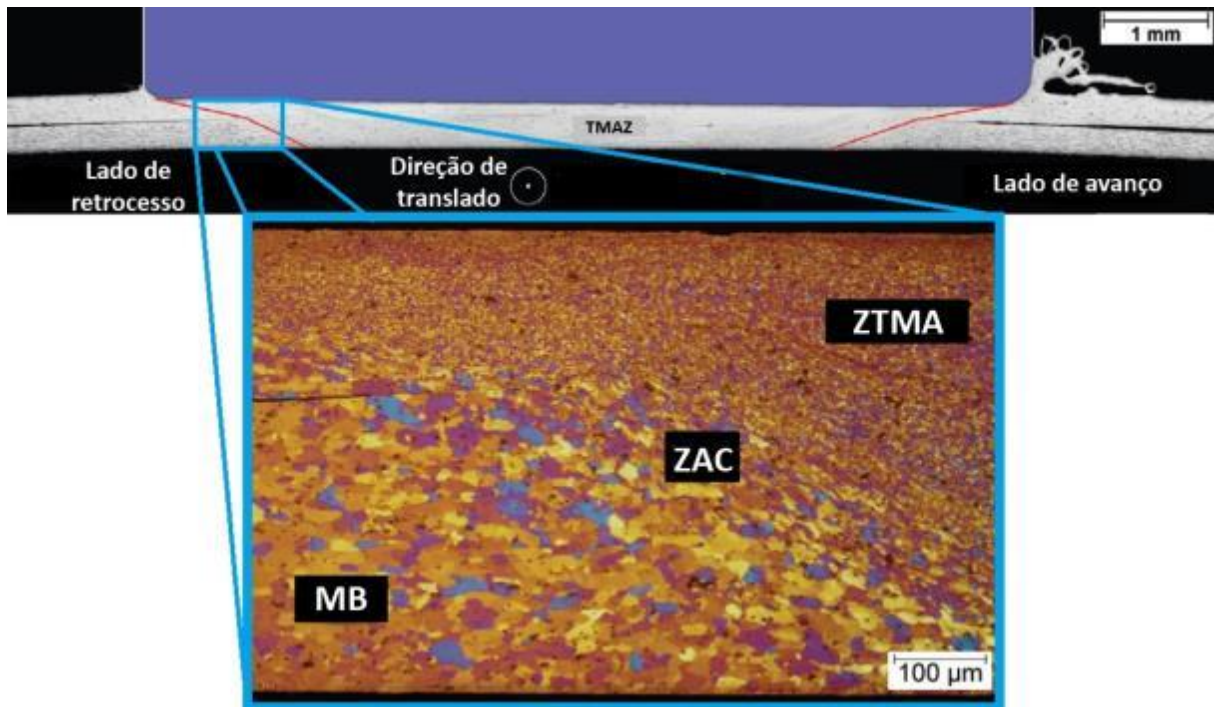
200 a 300 °C, no entanto, nenhuma correlação definitiva entre temperatura do processo e parâmetros pode ser determinada. [ROOS (2010)]

No entanto, uma correlação entre a temperatura do processo de HFDB e o consumo de energia por unidade de comprimento foi estabelecida, embora não estatisticamente consolidada. A entrada de energia por unidade de comprimento é uma função dos parâmetros de processo: a velocidade de rotação ( $n$ ), a velocidade de translação ( $v_s$ ), pressão de contato axial ( $P$ ) com o coeficiente de atrito entre os materiais ( $\mu$ ) e do raio da ferramenta ( $r$ ), como mostrado na equação 2.2. A dependência da temperatura sobre o coeficiente de atrito foi desconsiderada para os cálculos. [ROOS (2010)]

$$q_s(v_s, n, P) = \frac{4}{3} \pi^2 \frac{1}{v_s} \mu P n r^3 \quad (2.2)$$

De acordo com ROOS (2010), isto sugere que a interação de que pelo menos dois dos parâmetros do processo tem um efeito significativo na entrada de energia e, conseqüentemente, na temperatura do processo.

Além disso, uma investigação microestrutural foi realizada na zona de união por ROOS (2010). A figura 2.11 apresenta uma imagem da área de união entre as ligas AA7075 e AA2024. No detalhe da figura 2.11 a zona termo mecanicamente afetada (ZTMA) e a zona afetada pelo calor (ZAC) podem ser vistas. Na área do material de base (MB), o tamanho de grão médio é 17.7 $\mu$ m, e no ZTMA 7  $\mu$ m. O refinamento de grão é atribuído a recristalização dinâmica. A característica da união por HFDB é uma pequena ZAC como mostrado na Figura 2.11 por uma linha imaginária que divide a ZAC e ZTMA. Uma alteração no declive desta linha imaginária no nível da união pode ser observada. Esta mudança de inclinação é atribuída às diferentes propriedades de transferência de calor dos materiais, bem como a interrupção da condução de calor através do vazio entre as chapas.



**Figura 2.11: Amostra de HFDB mostrando as distintas regiões de solda. Material base, zona afetada pelo calor (ZAC) e zona termo mecanicamente afetada (ZTMA). Fonte: adaptado pelo autor de ROOS (2010) p. 55 e 56**

Pela comparação de tamanho do grão e do gradiente de concentração nas uniões de soldagem por difusão e HFDB foi deduzido que HFDB é um processo de união baseado na difusão, dominada pela difusão nos limites de grão. [ROOS (2010)]

Usando um material de contraste foi feita uma investigação por meios de tomografia micro computadorizada ( $\mu$ CT). Demonstrou-se que nenhuma mistura mecânica vertical dos materiais ocorre em toda a área de união embora deformação elevada na área horizontal por debaixo da ferramenta HFDB possa ser observada. Isso significa uma vantagem sobre, por exemplo, a FSW.

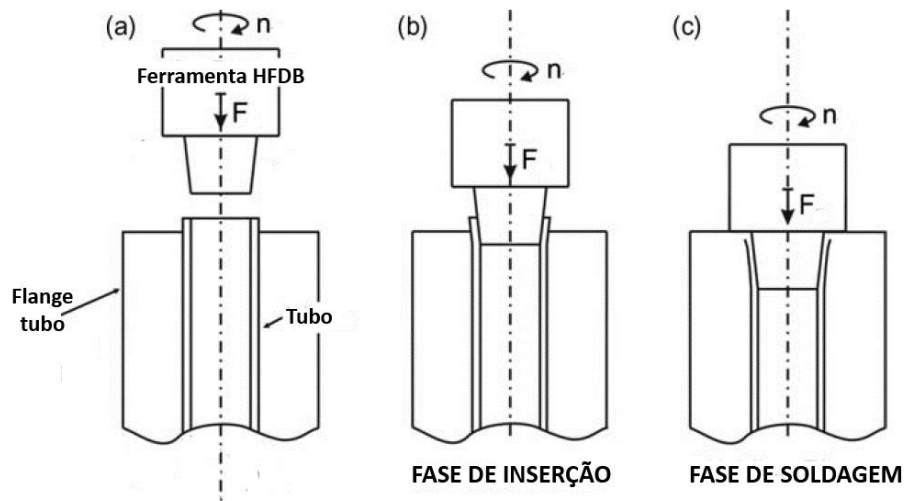
A profundidade da área de difusão foi determinada por espectroscopia de dispersão de energia de raios-X (EDX) e testes de nano-indentação. Ambos os métodos correspondentes chegaram aos mesmos resultados. Para uniões Al/Al, a profundidade da zona de difusão de 4 a 7 $\mu$ m, para uniões de Al/aço uma profundidade de 1  $\mu$ m foi relatada.

Para a caracterização mecânica das soldas de HFDB na configuração de sobreposição, testes de tensão de adesão, bem como ensaios de cisalhamento

foram realizados com soldas similares (Al/Al) e dissimilares (Al/Aço e Al/Ti). As performances mecânicas da HFDB e de soldagem por difusão foram comparados entre si. Os testes de tensões de adesão das amostras mostraram resultados muito bons da HFDB em todas as combinações de materiais testados. As uniões de HFDB investigados em Al/Al e Al/aço apresentaram resultados semelhantes ou melhores do que as uniões de soldagem por difusão. Todos os testes de tensão de adesão para os compostos Al/Al apresentaram resultados satisfatórios. [ROOS (2010)]

ROOS (2010) e DETHLEFS et al. (2014) descrevem investigações de uma variante do processo de HFDB para a produção de uniões de tubos e flanges-tubo para trocadores de calor de tubo espiral. Os resultados iniciais foram muito promissores. A aplicação de HFDB na produção de TCTE continuará a ser desenvolvido no presente trabalho. [GKSS et al. (2009)]

Nesta variante, a ferramenta é rotacionada a uma velocidade  $n$ . Uma força axial predefinida é então aplicada. A figura 2.12 ilustra que o processo de união pode ser dividido em duas fases principais. Durante a fase de inserção, figura 2.12b, apenas a área cônica da ferramenta está em contato com o lado interno do tubo. A fricção aplicada gera calor, e o material do tubo em contato com a área cônica é plastificado. Além disso, a área cônica da ferramenta, por possuir um diâmetro maior que o do tubo, exerce pressão radial na parede interna do tubo acarretando em deformação plástica na zona de soldagem. Posteriormente, tanto as áreas de fricção cônica e horizontal estão em contato com a peça de trabalho durante a fase de soldagem, figura 2.12c. Contato completo entre a ferramenta e a peça de trabalho gera uma grande quantidade de calor que, aliada a pressão aplicada, une o tubo e o flange-tubo por meio de processos de difusão na zona de contato. Finalmente, a ferramenta é retirada depois de um tempo de soldagem predefinido.



**Figura 2.12: Variante do processo de HFDB para união de flanges-tubo e tubos para aplicação em TCTE. (a) Fase de pré-posicionamento e início da rotação da ferramenta, (b) Fase de inserção e (c) Fase de soldagem. Fonte: adaptado pelo autor de DETHLEFS et al. (2014)**

## 2.2 Alumínio

Para um melhor entendimento dos materiais foco deste trabalho uma revisão de literatura será conduzida sobre os seguintes tópicos:

- Al e suas ligas;
- Ligas Al-Mg;
- Endurecimento por trabalho a frio;
- Resistência do material em têmpera H1;
- Recozimento.

### 2.2.1 Alumínio e suas ligas

Alumínio, como metal puro, possui baixa resistência, e não pode ser usado em áreas onde a resistência à deformação e fadiga são necessárias. Embora, caso outros elementos sejam acrescentados essas propriedades podem ser melhoradas. Sua baixa densidade aliada à boa resistência mecânica e custos relativamente baixos fazem as ligas de alumínio uma boa escolha para estruturas leves. Vantagens para ligas de alumínio também são a boa resistência à corrosão, alta ductilidade, bem como sua tenacidade.

Segundo a ASTM, as ligas de alumínio são designadas com um número de quatro dígitos, onde o primeiro indica o elemento de liga em a maior quantidade. As ligas de alumínio são divididas da seguinte forma:

- 1XXX: Alumínio puro com 99% de proporção de alumínio;
- 2XXX: Ligas de Alumínio-Cobre;
- 3XXX: Ligas de Alumínio-Manganês;
- 4XXX: Ligas de Alumínio-Silício;
- 5XXX: Ligas de Alumínio-Magnésio;
- 6XXX: Ligas de Alumínio-Magnésio-Silício;
- 7XXX: Ligas de Alumínio-Zinco;
- 8XXX: Alumínio ligado a outros elementos (ex: Ligas de Alumínio-Lítio).

### **2.2.2 Ligas de Alumínio-Magnésio**

O magnésio apresenta uma elevada solubilidade em alumínio. Em ligas comerciais, essencialmente todo o magnésio poderia ficar retido na solução sem a necessidade de processo de têmpera. Em ligas comerciais, com um teor de magnésio acima de 4%, o trabalho a frio pode resultar em precipitados de  $Al_3Mg_2$  nos contornos de grão, o que pode ser benéfico para a resistência mecânica. A resistência para as ligas endurecidas por trabalho aumenta através de endurecimento por precipitação. [TOTTEN, G. E.; MACKENZIE, D. S. (2003)]

A figura 2.13 apresenta o efeito do magnésio quando adicionado a ligas de Al-Mg recozidas. Ambos, tensão de escoamento e de ruptura aumentam com a adição de Mg, enquanto que o alongamento diminui drasticamente, até mesmo para pequenas quantidades de Mg.



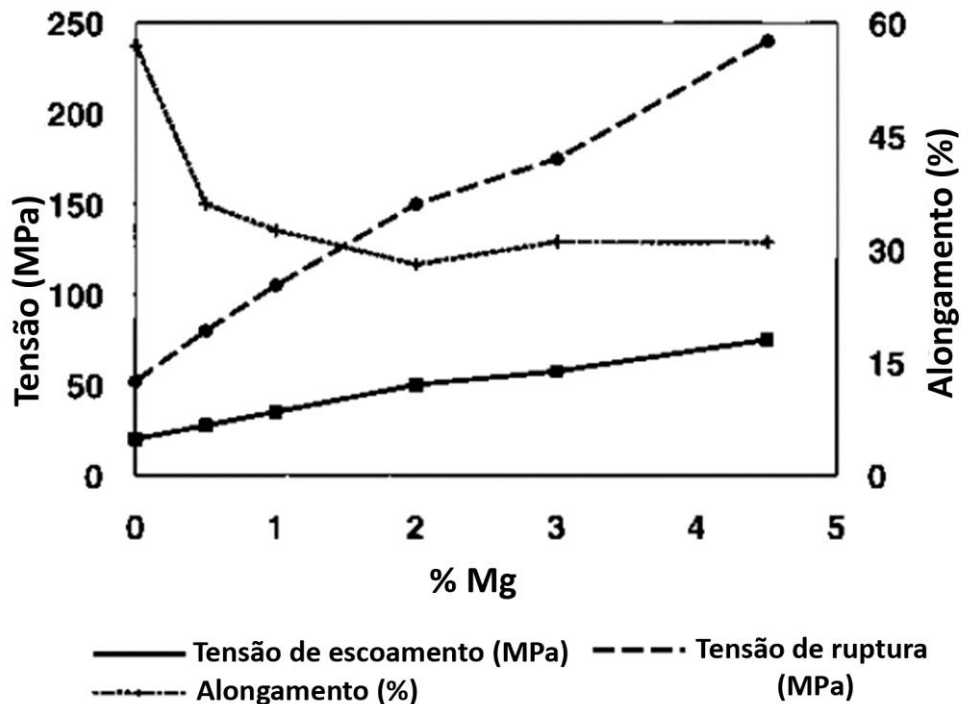


Figura 2.13: Efeito do magnésio em solução nas propriedades mecânicas de uma liga binária de Al-Mg recozida. Fonte: adaptado pelo autor de TOTTEN, G. E.; MACKENZIE, D. S. (2003) p. 262

O teor de Mg nas ligas comerciais da série 5XXX varia entre 0,5% e 6%. Pequenas quantidades de Mg são adicionados quando atributos como maleabilidade e acabamento de superfície são desejadas. A boa maleabilidade em ligas Al-Mg é atribuída à sua sensibilidade ao endurecimento por alta deformação. Ligas com grande conteúdo de Mg são geralmente colocados em uso em aplicações estruturais nas quais são necessárias características como resistência, resistência à fadiga, tenacidade à fratura e soldabilidade. [TOTTEN, G. E.; MACKENZIE, D. S. (2003)]

Para a série 5XXX, a resistência é atingida devido ao trabalho a frio, solução sólida, e, em menor proporção, devido ao tamanho de grão pequeno. Este efeito do magnésio no trabalho a frio é relacionado em escala microestrutural, devido ao desenvolvimento e a retenção de tensão interna na rede cristalina. Esta combinação de Mg na solução, aliado com o trabalho a frio é extremamente eficaz para atingir altos níveis de resistência. No entanto, a corrosão intergranular e trincas de corrosão por tensão podem iniciar se o teor de Mg for muito alto. [TOTTEN, G. E.; MACKENZIE, D. S. (2003)]

O manganês (Mn) é adicionado a série 5XXX para alcançar valores de resistência mais elevados quando o teor de Mg não é elevado. Pequenas adições de Mn para uma liga de alumínio com 3,5% de Mg pode ser mais benéfico para a sua resistência do que maiores adições de Mg. [TOTTEN, G. E.; MACKENZIE, D. S. (2003)]

### 2.2.3 Endurecimento por trabalho a frio

As ligas de alumínio podem ser divididas em dois grupos, ligas fundidas e ligas trabalháveis. Dentro do grupo das ligas trabalháveis existe outra subdivisão, as ligas tratáveis termicamente e as ligas não tratáveis termicamente como descrito na tabela 2.1. A série 5XXX das ligas de alumínio é considerada uma liga trabalhável e não tratável termicamente.

**Tabela 2.1: Designações de têmperas para ligas de alumínio.**

| <b>Tempera</b> | <b>Descrição</b>   |
|----------------|--|
| F              | Como fabricado   |
| O              | Recozido ou recristalizado                                     |
| H              | Endurecido por trabalho; H é seguido por 2 dígitos             |
| W              | Solubilizado   |
| T              | Tratado termicamente; T é sempre seguido por 1 ou mais dígitos |

As propriedades dos metais variam devido ao trabalho a frio. Em materiais de maior resistência, a tensão de escoamento e dureza aumentam às custas de ductilidade e conformabilidade. Encruamento é amplamente utilizado para reforçar a ligas não tratáveis termicamente. A resistência adquirida através de solução sólida e endurecimento por dispersão também aumenta devido ao encruamento. A tabela 2.2 mostra as têmperas típicas através de endurecimento por deformação para ligas não tratáveis termicamente. [TOTTEN, G. E.; MACKENZIE, D. S. (2003)]

**Tabela 2.2: Designações de têmperas para ligas endurecidas por trabalho.**

| <b>Têmpera</b> | <b>Descrição</b>   |
|----------------|--|
| F              | Como fabricado. Sem controle sobre a quantidade de endurecimento por trabalho, sem limites das propriedades mecânicas.   |
| O              | Recozido, recristalizado. Têmpera com menor nível de endurecimento e maior nível de ductilidade  |
| H1             | Endurecido por deformação.   |
| H2             | Endurecido por deformação e parcialmente recozido.   |
| H3             | Endurecido por deformação e estabilizado.  |
| H112           | Endurecido por deformação durante a fabricação. Não há controle especial sobre a quantidade de deformação, mas requer testes mecânicos para atingir um limite mínimo nas propriedades mecânicas. |
| H321           | Endurecido por deformação durante a fabricação. Quantidade de endurecimento por deformação controlado durante o trabalho a frio e a quente.  |
| H116           | Têmpera especial de endurecimento por deformação com resistência à corrosão para ligas de alumínio-magnésio.   |

#### **2.2.4 Resistência do material na têmpera H1**

Para alcançar requisitos de projeto de engenharia as ligas não tratáveis termicamente geralmente são submetidas a altos níveis de trabalho a frio, que introduzem discordâncias na microestrutura. A forma mais comum de olhar para o trabalho a frio em ligas de alumínio é comparar a percentagem de trabalho a frio vs. resistência, como mostra a figura 2.14. TOTTEN, G.E.; MACKENZIE, D.S. (2003)]

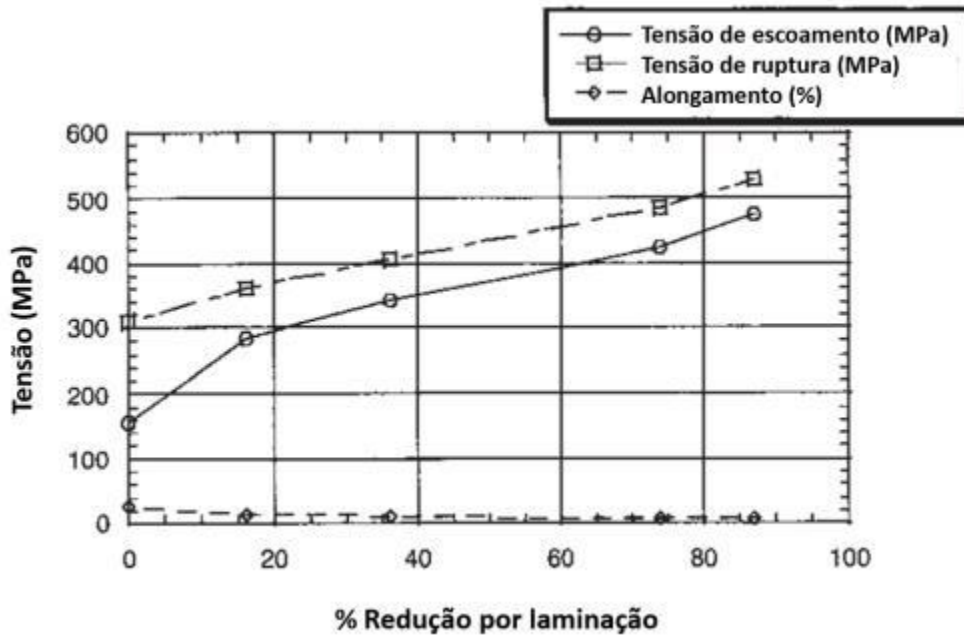


Figura 2.14: Curva típica de uma liga de alumínio comercial da série 5XXX endurecida por trabalho. Fonte: adaptado pelo autor de TOTTEN, G.E.; MACKENZIE, D.S. (2003) p. 323

É também conhecido que os valores de tensão de escoamento aumentam. Adicionar Mg e outros elementos na solução sólida induz um aumento expressivo neste valor. O impacto de Mg somado ao trabalho a frio é mostrado na figura 2.15. [TOTTEN, G.E.; MACKENZIE, D.S. (2003)]

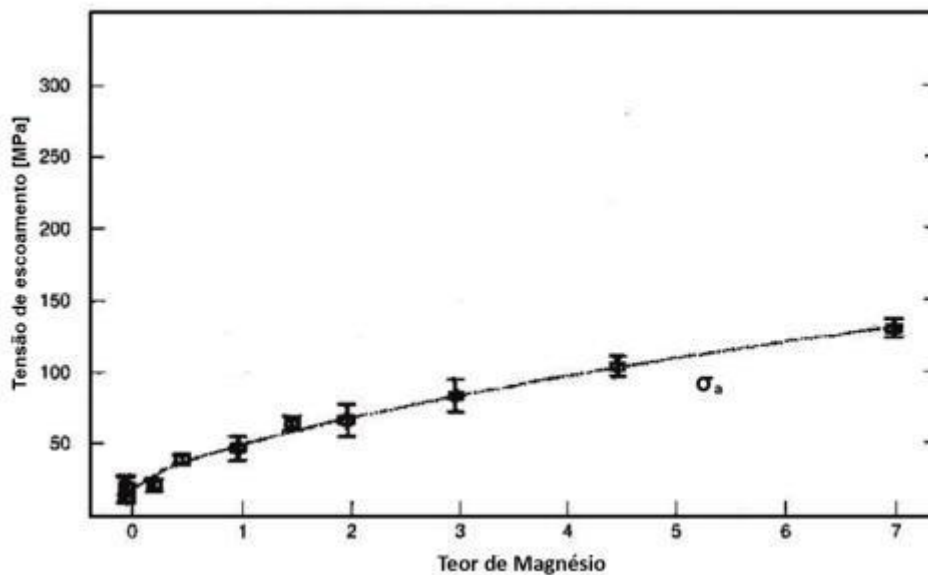


Figura 2.15: Impacto do teor de magnésio nos valores de tensão de escoamento durante o endurecimento por trabalho de chapas de alumínio. Fonte: adaptado pelo autor de TOTTEN, G.E.; MACKENZIE, D.S. (2003) p. 324

Outra maneira de alcançar altos níveis de resistência em ligas não tratáveis termicamente é submetê-las a ciclos progressivos de encruamento - recuperação - encruamento. Isso está diretamente relacionado com a capacidade da microestrutura de armazenar discordâncias, mas este tipo de processo ainda está sendo pesquisado e não é aplicável industrialmente. [TOTTEN, G.E.; MACKENZIE, D.S. (2003)]

### **2.2.5 Recozimento**

O recozimento envolve o aquecimento do material acima da sua temperatura de transição, manutenção por um determinado período de tempo e subsequente resfriamento. Esta entrada de calor tem como objetivo diminuir a energia armazenada devido à deformação induzida previamente. Existem três mecanismos principais no processo de recozimento - recuperação, recristalização e crescimento de grão - que diminuem essa energia através da redução e reorganização de defeitos na rede cristalina. Normalmente, estes três mecanismos sobrepõem-se uns aos outros durante o processo de recozimento. Esta têmpera pode induzir ductilidade, amolecer o material, homogeneizar a estrutura, aliviar as tensões internas e melhorar as propriedades de trabalho a frio. [TOTTEN, G.E.; MACKENZIE, D.S. (2003)]

### **2.2.6 Métodos convencionais para a união da liga de alumínio AA5083**

Geralmente, as ligas de alumínio da série 5XXX são soldadas por métodos convencionais que envolvem soldagem por fusão, como *Gas Metal Arc Welding* (GMAW) e *Gas Tungsten Arc Welding* (GTAW), mas também bons resultados foram alcançados com *Laser Beam Welding* (LBW) e *Friction Stir Welding* (FSW). Devido a sua alta condutividade térmica e elétrica, a soldagem do alumínio precisa de maior controle sobre o aporte térmico do que a soldagem de aços. A limpeza e preparação da superfície são outros aspectos significativos. Além disso, devido o alumínio facilmente reagir com nitrogênio e oxigênio, formando, por exemplo,  $Al_2O_3$ , gases de proteção devem ser usados para proteger a poça de fusão durante a soldagem por arco elétrico. A seguir, os avanços alcançados nas últimas décadas em relação aos métodos mais difundidos para se unir ligas de alumínio AA5083 são descritos na tabela 2.3. [TOTTEN, G. E.; MACKENZIE, D. S. (2003); WEMAN (2011)]

Tabela 2.3: Métodos convencionais de união da liga de alumínio 5083.

| Autores                  | Processo     | Objetivos   | Principais conclusões   |
|--------------------------|--------------|---|---|
| DUDDZIK (2011)           | MIG          | Estudo das propriedades mecânicas da liga soldada.  | Apresentaram 81% do limite de resistência do material, 76% da tensão de escoamento e 76% alongamento, quando comparado com o material base.   |
| MUTOMBO; DU TOIT (2010)  | GMAW pulsada | Comparativo entre o processo semi-automatizado e totalmente automatizado.   | Melhores resultados para o processo completamente automatizado em relação à resistência, dureza e tamanho de grão. Dureza com valores mais baixos no centro da solda. As fissuras nos ensaios de fadiga se iniciaram nos poros provenientes do gás de proteção, defeitos de falta de fusão, penetração incompleta e no pé da solda.                               |
| DU TOIT; MUTOMBO (2014)  | GMAW pulsada | Comparativo entre o processo semi-automatizado e totalmente automatizado em ambientes corrosivos de NaCl.                       | Houve perdas de dureza no centro da solda. Soldas completamente automatizadas tiveram melhor desempenho com 98% do limite de resistência e 66% de alongamento quando comparados ao material base. Pites de corrosão se formaram em partículas grosseiras de segunda fase e nos defeitos de solda. Estes pites foram os pontos de iniciação de trincas por fadiga. |
| YANG et al. (2014)       | MIG          | Comparativo de vida em fadiga de amostras com reforço e amostras com o reforço usinado.   | Amostras com o reforço usinado apresentaram melhor desempenho com tensão de escoamento de 264 MPa e limite de tensão de fadiga de 95 MPa.   |
| SCHEMPP et al. (2013)    | TIG          | Influência do tamanho de grão nas propriedades mecânicas.   | Adição de Al Ti <sub>3</sub> B1 diminui o tamanho de grão em 44% e modificou sua forma de colunar para equiaxial. A ductilidade do metal de solda aumentou, bem como desempenho contra início de propagação de trincas. Resistência à tração de 77% e alongamento de 47% quando comparados ao material base. Adição do refinador não afetou a dureza.             |
| PEASURA; WATANAPA (2012) | GTAW         | Estudar a influência do gás de proteção no processo através de projetos de experimentos (DOE) avaliando a microdureza e dureza. | Utilizando a combinação correta – Argônio e 14 l/min – foi possível criar um grão mais refinado. Fatores com a maior influência sobre a dureza são o tamanho de grão e quantidade de precipitados (Mg <sub>2</sub> Al <sub>3</sub> ).   |
| PEASURA (2013)           | GTAW         | Estudar a influência dos parâmetros de soldagem no processo através de projetos de  | Melhores resultados de dureza – 136 HV no metal de solda e 169 HV na ZAC – são 240 A em corrente alternada. Parâmetros mal ajustados podem causar um aumento no teor de Mg <sub>2</sub> Si nas fases presentes.   |

|                             |            |  |   |
|-----------------------------|------------|--|---|
| ZHAO et al. (2011)          | FBTIG      | Análise de cinco fluxos ativos ( $\text{SiO}_2$ , $\text{TiO}_2$ , $\text{CaF}_2$ , $\text{MgO}$ e $\text{NaCl}$ ) para aumentar a profundidade de soldagem. | Melhores resultados com $\text{SiO}_2$ , onde o aumento na profundidade de penetração foi notável. Relações de 0,59 (profundidade/largura) foram alcançadas. Tal aumento na penetração é atribuído à construção do arco elétrico devido à variação da tensão superficial na poça de fusão.  |
| LIU et al. (2012)           | MIG<br>TIG | Comparativo entre os dois processos de soldagem através das propriedades mecânicas, dureza.  | Ambos os processos causam perda de dureza. Resultados do processo TIG foram mais confiáveis que o processo MIG. TIG apresentou maior resistência e ductilidade. MIG apresentou número elevado de poros devido à solubilização de hidrogênio no alumínio.  |
| MIN-SU et al. (2009)        | FSW        | Análise das condições ideais de soldagem para esta liga. Foram variados diferentes velocidades de rotação e translação.                                      | Todas as soldas apresentaram defeitos. Para maiores velocidades de translação defeitos de falta de mistura eram prontamente evidenciados. Todas as amostras fraturaram na zona de mistura. Para os parâmetros de 124 mm/min e 800 rpm resultados de 70% para a resistência à tração e dureza quando comparado ao material base foram atingidos.   |
| RAO et al. (2013)           | FSW        | Investigação das propriedades assimétricas de soldas FSW.  | Alteração de dureza é mais evidenciada no lado de avanço. A dureza diminui desde a ZAC até a zona de mistura no lado de avanço. Ensaios de micro tração apresentaram curvas de engenharia assimétricas. O gradiente de tensão de escoamento na ZAC no lado de avanço foi duas vezes maior que o do lado de retrocesso. As trincas começaram no lado de retrocesso devido a defeitos de raiz.  |
| KUMAR; SINGH; PANDEY (2012) | FSW        | Análise das forças envolvidas no processo e aporte térmico.  | Para a força no eixo X (sentido de soldagem) um aumento no diâmetro do pino e na velocidade de soldagem resulta numa maior força. Para a força no eixo Z (normal à superfície de soldagem) um aumento no diâmetro do ombro e na velocidade de soldagem e diminuição da velocidade de rotação resulta numa maior força. O aporte térmico é afetado principalmente pela velocidade de translação, diâmetro do ombro, velocidade de rotação e combinação destes fatores. |
| SATO; PARK; KOKAWA (2001)   | FSW        | Estudo dos fatores microestruturais que regem a dureza.  | Perfis de dureza distribuídos de forma homogênea variando entre 60HV e 80HV. A ZTMA possuía uma estrutura de grão recuperado com uma densidade elevada de discordâncias. Perfis de dureza dependem, principalmente da distribuição das partículas e da quantidade de partículas pequenas.   |



|                                       |                       |   |   |
|---------------------------------------|-----------------------|---|---|
| CHEN;<br>PASANG;<br>OI (2008)         | FSW                   | Investigar o fluxo de material e zona de mistura durante o processo através da técnica de <i>stop-action</i> .                              | Porções da zona de cisalhamento formam uma camada e esta é separada no lado de retrocesso do pino durante cada revolução. Estas camadas formam a zona de mistura.   |
| HIRATA et al. (2007)                  | FSW                   | Estudar a influência dos parâmetros de soldagem no tamanho do grão da zona de mistura e na conformabilidade das uniões metálicas laminares. | Diminuindo o fluxo de calor por atrito durante o processo o tamanho do grão menor. A conformabilidade das placas unidas por FSW foi melhorada quando utilizado menores níveis de aporte térmico por atrito.   |
| PARK;<br>KIM (2011)                   | FSW                   | Avaliação das propriedades mecânicas de soldas realizadas com a liga AA 5052-O.   | Melhores parâmetros foram 15 mm/min de velocidade de translação e 1600 rpm. A melhor configuração para as placas é a AA5052-O posicionada no lado de avanço e a AA 5083-H321 no lado de retrocesso, o que resulta na colocação do material de menor resistência no lado de avanço. Esta configuração resulta em maior dureza, ausência de defeitos e ótima soldabilidade.   |
| GUNGOR et al. (2014)                  | FSW                   | Estudar as propriedades mecânicas, de fadiga e microestruturais das soldas.   | Soldar a baixas velocidades apresenta melhores resultados em relação aos limites de fadiga. As uniões apresentaram 86% nos ensaios de tração quando comparados ao material base. As soldas apresentaram boa ductilidade.  |
| PAIK (2009)                           | FSW<br>GMAW           | Comparação entre processos de soldagem em estado sólido e processos que envolvem fusão.   | Amostras realizadas por FSW apresentaram melhor resistência à tração.   |
| YAZDIPOUR;<br>SHAFIEI;<br>AVAL (2011) | FSW<br>MIG            | Comparação entre processos de soldagem em estado sólido e processos que envolvem fusão.   | Soldas FSW reduziram sua dureza em cerca de 50% na zona de mistura. Isto pode ser explicado que devido ao calor gerado e as deformações empregadas, as propriedades do endurecimento por trabalho são modificadas. A dureza das amostras MIG diminuiu para um aumento do aporte térmico. Isso pode ser explicado devido à estrutura de grãos mais grosseiros que é gerada. FSW apresentou melhores resultados do que o MIG para tensão de escoamento e ruptura, bem como alongamento. |
| ZHOU;<br>YANG;<br>LUAN (2005)         | FSW<br>MIG<br>pulsada | Comparação das propriedades de fadiga entre os processos de soldagem  | Maioria das falhas nas soldas MIG ocorreram no pé da solda. As soldas FSW fraturaram na vizinhança do lado de avanço. A vida em fadiga das soldas FSW foi de 9 a 12 vezes melhor em comparação as soldas MIG.   |



|                             |                   |   |   |
|-----------------------------|-------------------|---|---|
| SUBBAIAH et al. (2012)      | FSW<br>TIG        | Comparação entre os processos referente a microestrutura resultante, perfis de dureza, resistência à tração e superfícies de fraturas.                                  | A microestrutura das juntas soldadas TIG possuíam dendritas grosseiras. A microestrutura das juntas soldadas por FSW possuíam grãos recristalizados com uma zona de mistura de grãos muito refinados. As soldas TIG reduziram sua dureza em 22%. As soldas FSW aumentaram sua dureza em 28%. As propriedades de tração e ductilidade das amostras FSW sempre foram superiores às amostras TIG. Ambas as fraturas ocorreram na região da solda e sua superfície consistia em microcavidades. As soldas TIG possuíam microcavidades grosseiras o que indica menor resistência e ductilidade. As microcavidades da fratura das soldas FSW eram de tamanho pequeno. |
| TABAN; KALUC (2006)         | FSW<br>TIG<br>MIG | Comparação entre as propriedades microestruturais e mecânicas dos três processos de soldagem.   | As soldas FSW apresentaram uma microestrutura refinada na zona de mistura. As soldas MIG e TIG mostraram uma ZAC relativamente grande constituída de dendritas com precipitados finos de Mg <sub>2</sub> Al <sub>3</sub> . Os resultados de tração das soldas FSW foram superiores aos das amostras TIG e MIG. O aporte térmico das soldas MIG e TIG reduz o endurecimento por trabalho a frio o que influencia as propriedades mecânicas da junta.   |
| SUBBAIAH et al. (2013)      | LBW               | Avaliação das propriedades mecânicas e características microestruturais de placas <i>bead-on-plate</i> com penetração completa realizada por laser de CO <sub>2</sub> . | Para velocidades de soldagem mais elevadas as propriedades mecânicas foram superiores devido a menor vaporização de elementos de liga voláteis e menor redução do endurecimento por trabalho a frio. A eficiência de soldagem foi 88% e a ductilidade de 54% quando comparado ao material base. A dureza diminuiu quando a velocidade de soldagem foi aumentada.  |
| SÁNCHEZ-AMAYA et al. (2009) | LBW               | Avaliação das características microestruturais e de dureza de chapas soldadas por laser de diodo em regime de condução.   | Foi atingida uma relação entre profundidade e largura de aproximadamente 0,5. A velocidade de soldagem apresenta maior influência do que a potência no que concerne a forma dos cordões de solda. A ZAC apresentou uma zona externa com crescimento dendrítico e uma zona interna com grãos finos de precipitados de segunda fase numa matriz de solução sólida de alumínio. Os valores de dureza eram ligeiramente maiores e as soldas apresentaram boa resistência a corrosão.  |

## **2.3 Metodologia de Superfície de Resposta**

Metodologia de Superfície de Resposta (RSM) é uma coleção de técnicas estatísticas e matemáticas úteis para o desenvolvimento, aperfeiçoamento e na otimização de processos. Também possui importantes aplicações no projeto, execução e formulação de novos produtos e processos, bem como na melhoria de produtos e processos já existentes. [MYERS; MONTGOMERY; ANDERSON-COOK (2011)]

As mais extensivas aplicações da RSM estão no ambiente industrial e de pesquisa, particularmente em situações onde muitas variáveis potencialmente influem no desempenho da resposta analisada. [MYERS; MONTGOMERY; ANDERSON-COOK (2011)]

A próxima sessão será dedicada a exemplificar e introduzir conceitos sobre o Projeto de experimentos Box-Behnken (BBD), projeto escolhido para avaliar estatisticamente o processo de HFDB para a união de tubos e flanges-tubo.

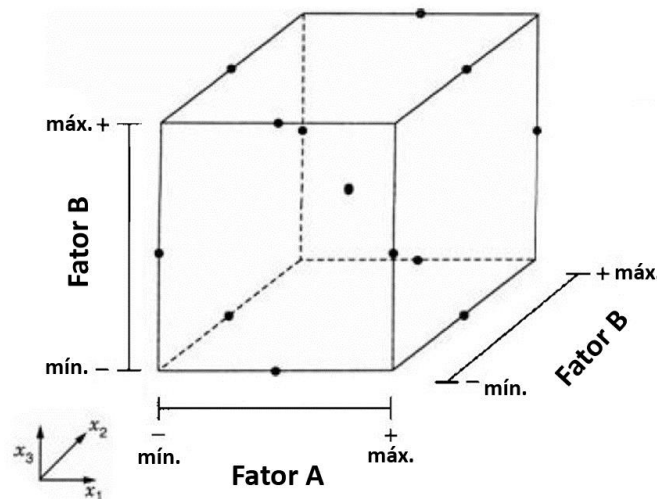
### **2.3.1 Projeto de Experimentos Box-Behnken**

O projeto de experimentos Box-Behnken (BBD) foi proposto pela primeira vez por BOX; BEHNKEN (1960) e tornou-se uma ferramenta útil para a metodologia de superfícies de resposta. BBD é um método conveniente para o desenvolvimento de modelos de superfície de resposta de segunda ordem. Ele oferece três níveis para cada fator e é baseado em um projeto de experimentos fatorial incompleto de três níveis. [FERREIRA et al. (2007); BOX; BEHNKEN (1960)]

O BBD para três fatores consiste em fixar o nível de um dos fatores a nível central enquanto as combinações de outros fatores são aplicadas a todos os níveis. A figura 2.16 exhibe graficamente o cubo resultante do BBD para três fatores. Nota-se que o BBD é um projeto esférico com um raio de  $\sqrt{2}$  e não contém quaisquer pontos nos vértices do cubo. [MONTGOMERY (1991); MANOHAR et al. (2013)].

O uso do BBD é bastante difundido em pesquisas industriais devido ao seu custo-benefício e por requerer apenas três níveis para cada fator. Outra vantagem é que o BBD não contém combinações onde todos os fatores são em níveis mais

elevados ou mais baixos. Dessa forma, as experiências não são realizadas em condições extremas. Mais detalhes sobre o projeto de experimentos Box-Behnken pode ser encontrada na literatura, como por exemplo, em MONTGOMERY (1991), bem como MYERS; MONTGOMERY; ANDERSON-COOK (2011). Aplicações do BBD são mostradas nos trabalhos de FERREIRA et al. (2007) e MANOHAR et al. (2013). [FERREIRA et al. (2007); KHURI; KIM; UM (1996)]



**Figura 2.16: Projeto de experimentos Box-Behnken apresentado graficamente mostrando os três fatores estudados e seus níveis. Fonte: próprio autor**

Um dos principais objetivos da metodologia BBD é a determinação das configurações ótimas dos fatores que resultam numa resposta máxima (ou mínima) ao longo da região analisada. Para isso, é necessário que o modelo proposto tenha um bom ajuste com os valores experimentais. Análise de Variância (ANOVA) é utilizada para prever o ajuste do modelo. ANOVA é uma ferramenta estatística para testar a igualdade de várias médias de população, isto é, investigar o grau de diferença ou semelhança entre dois ou mais grupos de dados. Ela emprega soma dos quadrados e a análise estatística do coeficiente F para predizer o ajuste do modelo e também para descobrir a relevância de cada fator na resposta. Mais informações sobre ANOVA podem ser encontradas na literatura como, por exemplo, MONTGOMERY (1991), capítulo 3 e HINES; MONTGOMERY; BORROR (1978) capítulo 11. Finalmente, é também possível propor uma equação de regressão para definir o envelope de parâmetros otimizados para o processo no intervalo estudado. O método dos mínimos quadrados é utilizado para estimar os coeficientes da

equação de regressão. O método dos mínimos quadrados é apresentado em detalhes em HINES; MONTGOMERY; BORROR (1978) no capítulo 13.

Os quinze experimentos necessários para o BBD de três fatores são apresentados na tabela 2.4 em sua notação geométrica. A sequência de experimentos sempre deve ser aleatorizada previamente.

**Tabela 2.4: Notação geométrica do BBD para o processo de HFDB para TCTE mostrando as combinações de parâmetros avaliados.**

| <b>Corrida</b> | <b>Fator Standarizado</b> |    |    |
|----------------|---------------------------|----|----|
| 1              | -1                        | -1 | 0  |
| 2              | 1                         | -1 | 0  |
| 3              | -1                        | 1  | 0  |
| 4              | 1                         | 1  | 0  |
| 5              | -1                        | 0  | -1 |
| 6              | 1                         | 0  | -1 |
| 7              | -1                        | 0  | 1  |
| 8              | 1                         | 0  | 1  |
| 9              | 0                         | -1 | -1 |
| 10             | 0                         | 1  | -1 |
| 11             | 0                         | -1 | 1  |
| 12             | 0                         | 1  | 1  |
| 13             | 0                         | 0  | 0  |
| 14             | 0                         | 0  | 0  |
| 15             | 0                         | 0  | 0  |

### **3 METODOLOGIA**

#### **3.1 Abordagem metodológica**

No presente trabalho dois objetivos principais deveriam ser alcançados. Um dos objetivos foi o desenvolvimento de um processo HFDB robusto e aplicável industrialmente para a união de tubos e flanges-tubo para trocadores de calor de tubo espiral (TCTE). Em estreita colaboração com o parceiro industrial LINDE AG foram definidas metas para a performance mecânica, estanqueidade e profundidade de soldagem para as uniões HFDB para TCTE. Com base em técnicas de projetos de experimentos (DoE), os experimentos de HFDB foram planejados. Parâmetros e condições experimentais foram determinados para atingir as metas solicitadas de forma eficiente. Como segundo objetivo, devido ao fato de que os mecanismos de união da variante do processo HFDB padrão não são ainda bem compreendidas, investigações adicionais foram necessárias. Para isso, foram realizadas medições de temperatura durante os ensaios, bem como a microestrutura das juntas foram analisadas por microscopia óptica. Para ser capaz de interpretar o comprimento de difusão do processo, medições via análise de espectroscopia de raios-x por dispersão (EDX) também foram realizadas. Além disso, um modelo de análise de elementos finitos (FEA) é proposto para a modelagem das temperaturas e do fluxo de calor do processo. O modelo FEA foi então comparado com as medições realizadas durante os testes. A figura 3.1 mostra a abordagem metodológica para o presente trabalho.

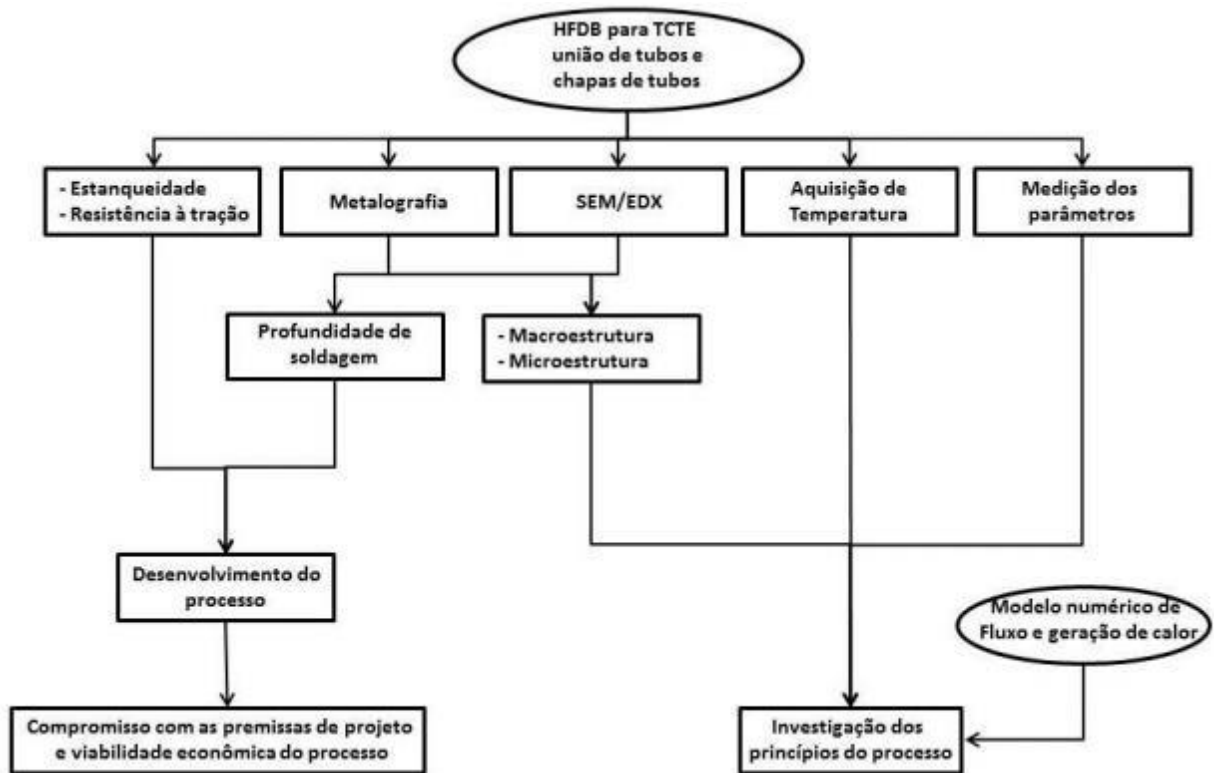


Figura 3.1: Abordagem metodológica para o estudo do processo de HFDB para união de tubos e flanges-tubo com o foco nas premissas de projeto e investigação dos mecanismos de união.  
Fonte: próprio autor

### 3.2 Metas industriais

As metas para o desenvolvimento de parâmetros do processo de HFDB para TCTE são listadas abaixo:

- Produzir uniões livres de vazamentos;
- Realizar ensaios de tração para avaliar a resistência das uniões;
- Alcançar uma profundidade de soldagem mínima.

Estas metas foram pré-definidas em estreita cooperação com o parceiro industrial LINDE AG. A tabela 3.1 mostra o valor necessário para cada meta. A ordem listada na tabela corresponde à hierarquia especificada de cada objetivo. Isso significa que o objetivo principal é ter a maior estanqueidade possível, e a resistência da união, bem como a profundidade de soldagem surgem como objetivos secundários.

**Tabela 3.1: Metas fixadas pelo parceiro industrial LINDE AG para o desenvolvimento do processo de HFDB para TCTE.**

| Hierarquia | Meta                     | Valor   |
|------------|--------------------------|---|
| 1          | Estanquidade             | $L \leq 10^{-9}$ mbar l/s                     |
| 2          | Propriedades mecânicas   | $UTS_{\text{Weld}} \geq 80\% UTS_{\text{BM}}$ |
| 3          | Profundidade de soldagem | $\approx 1$ mm                                |

### 3.3 Experimentos

ROOS (2010) e DETHLEFS et al. (2014) realizaram testes para os estudos iniciais de viabilidade do processo HFDB como uma alternativa para a fabricação de uniões de tubos e flanges-tubo em TCTE. Estes experimentos foram escolhidos como a base para o presente trabalho. A metodologia experimental foi dividida em três fases principais. A primeira fase consistiu em testes preliminares que foram utilizados para observar o comportamento de todo o sistema, bem como avaliar as estratégias de solda para empregar nos experimentos relevantes. A metodologia empregada, bem como os resultados dos testes preliminares podem ser vistos no Apêndice A desta dissertação. Numa segunda fase, um projeto de experimentos (DoE) fatorial completo foi proposto para expandir a janela de parâmetros do processo HFDB e para adquirir uma melhor compreensão dos parâmetros dominantes do processo. A metodologia empregada, bem como os resultados dos testes preliminares podem ser vistos no Apêndice B desta dissertação. Na terceira fase, a análise de superfície de resposta através de um DoE de segunda ordem foi utilizada para definir um envelope ótimo de parâmetros e propor uma equação de regressão para a janela de parâmetros do processo estudada mostrando como cada variável influencia na resposta analisada. Estes resultados serão apresentados na Seção 4 desta dissertação.

### 3.3.1 Projeto de Experimentos Box-Behnken

Com a intenção de estreitar a janela de parâmetros para o processo HFDB e definir o melhor envelope de parâmetros do processo, o projeto BBD foi utilizado conforme descrito na Seção 2.3.1. Os três fatores avaliados foram a velocidade de rotação, força axial e tempo de processo..

Os estudos anteriores mostraram que, definindo uma correta janela de parâmetros do processo de HFDB ele se apresenta robusto e confiável. Para os experimentos relevantes desta dissertação a janela de parâmetros foi restringida. As análises estatísticas anteriores mostram um aumento no desempenho das soldas para maiores forças axiais. No entanto, foi visto que também para valores menores de força axial bons resultados podem ser alcançados. Portanto, para os próximos experimentos HFDB, o limite de força axial foi ligeiramente reduzido. Ao escolher forças axiais inferiores, a adesão de alumínio sobre as superfícies de fricção da ferramenta pode ser evitada. Uma vez que o tempo de processo mostrou um impacto mínimo no desempenho mecânico das uniões, este também foi diminuído. A velocidade de rotação foi então escolhida perto do parâmetro de  $1300 \text{ min}^{-1}$  baseado nos resultados dos estudos prévios.

A tabela 3.2 mostra cada fator analisado, bem como os níveis que foram avaliados. Os quinze experimentos necessários para o BBD de três fatores são apresentados na tabela 3.3, bem como a notação geométrica para a concepção dos experimentos. A sequência de experimentos foi aleatorizada previamente.

**Tabela 3.2: Fatores e níveis do BBD para o processo HFDB para TCTE.**

| <b>Fator</b>                  | <b>Valores</b> |
|-------------------------------|----------------|
| Força axial [kN]              | 2 – 3          |
| Rotação [ $\text{min}^{-1}$ ] | 1000 – 2000    |
| Tempo de processo [s]         | 30 – 40        |



**Tabela 3.3: Notação geométrica do BBD para o processo de HFDB para TCTE mostrando as combinações de parâmetros avaliados.**

| Corrida | Fator Standarizado |    |    | Força axial [kN] | Rotação [min <sup>-1</sup> ] | Tempo de processo [s] |
|---------|--------------------|----|----|------------------|------------------------------|-----------------------|
| 1       | -1                 | -1 | 0  | 2                | 1000                         | 35                    |
| 2       | 1                  | -1 | 0  | 3                | 2000                         | 35                    |
| 3       | -1                 | 1  | 0  | 2                | 1000                         | 35                    |
| 4       | 1                  | 1  | 0  | 3                | 2000                         | 35                    |
| 5       | -1                 | 0  | -1 | 2                | 1000                         | 30                    |
| 6       | 1                  | 0  | -1 | 3                | 2000                         | 30                    |
| 7       | -1                 | 0  | 1  | 2                | 1000                         | 40                    |
| 8       | 1                  | 0  | 1  | 3                | 2000                         | 40                    |
| 9       | 0                  | -1 | -1 | 2,5              | 1500                         | 30                    |
| 10      | 0                  | 1  | -1 | 2,5              | 1500                         | 30                    |
| 11      | 0                  | -1 | 1  | 2,5              | 1500                         | 40                    |
| 12      | 0                  | 1  | 1  | 2,5              | 1500                         | 40                    |
| 13      | 0                  | 0  | 0  | 2,5              | 1500                         | 35                    |
| 14      | 0                  | 0  | 0  | 2,5              | 1500                         | 35                    |
| 15      | 0                  | 0  | 0  | 2,5              | 1500                         | 35                    |

### 3.4 Ferramenta HFDB para TCTE

O projeto da ferramenta HFDB utilizado para os experimentos é semelhante ao descrito por ROOS (2010) para os estudos preliminares de viabilidade do processo. A figura 3.2 mostra esquematicamente o projeto básico de uma ferramenta para a aplicação do processo HFDB para TCTE. A área efetiva da ferramenta é constituída por uma área de fricção horizontal e uma área de fricção cônica. De acordo com ROOS (2010) todas as ferramentas têm rasgos em espiral na área de fricção horizontal para facilitar o fluxo de material. É possível variar tanto o diâmetro da área de fricção horizontal, como o ângulo da área de fricção cônica. A ferramenta é fabricada de aço em trabalho a quente designado como HOTVAR (DIN 55CrMoV10-23-9), com dureza de 54HRC para aumento da resistência ao desgaste.



**Figura 3.2:** Ilustração esquemática de uma ferramenta HFDB para união de tubos e chapas de tubo para aplicação na manufatura de trocadores de calor de tubo espiral. Fonte: próprio autor

Durante os experimentos para este trabalho o ângulo da área de fricção cônica e o diâmetro da área de fricção horizontal foram variados para avaliar a influência da geometria da ferramenta nas propriedades mecânicas e microestrutura das uniões. A tabela 3.4 lista as ferramentas que foram usadas para os experimentos:

**Tabela 3.4:** Dimensões da ferramenta de HFDB para TCTE utilizada neste estudo.

| <b>Identificação da ferramenta</b>          | <b>15-4</b> |
|---|-------------|
| Diâmetro da área de fricção cônica [mm]     | 12,6        |
| Ângulo do cone [°]                          | 2           |
| Comprimento da área de fricção cônica [mm]  | 15          |
| Diâmetro da área de fricção horizontal [mm] | 23,4        |

### 3.5 Material base

Para este estudo, o material base para os experimentos do processo de HFDB para TCTE foi fornecido pela parceira industrial e consiste nas ligas de alumínio AA 5083 (flanges-tubo) e AA 5049 (tubos). A liga AA 5083 foi entregue no estado endurecido devido a trabalho a frio (AA 5083-H112) e AA 5049 foi entregue no estado recozido (AA 5049-O). Ambos os materiais são utilizados para aplicações criogênicas em vasos de pressão de acordo com a norma AD 2000 [ÜBERWACHUNGS-VEREINE (2008)]. As propriedades das ligas de alumínio da

série 5XXX são resistência moderada, boa soldabilidade e boa resistência à corrosão. Para assegurar a composição e qualidade, amostras de material base foram enviadas para um laboratório externo para avaliar a composição química usando o método de espectrometria de emissão atômica. Os resultados são apresentados na tabela 3.5.

**Tabela 3.5: Composição química do material base.**

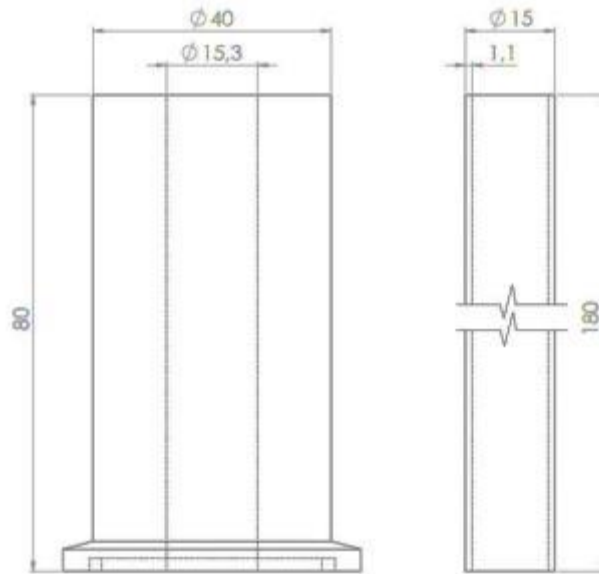
| <b>Material</b> | <b>Mg</b> | <b>Fe</b> | <b>Si</b> | <b>Zn</b> | <b>Mn</b> | <b>Cu</b> | <b>Al</b> |
|-----------------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| AA5083-H112     | 4,6       | 0,32      | 0,27      | 0,03      | 0,63      | 0,04      | Rest.     |
| AA5049-O        | 1,9       | 0,17      | 0,11      | <0,01     | 0,55      | <0,01     | Rest.     |

A tabela 3.6 apresenta as propriedades mecânicas e físicas para ambas as ligas de acordo com a literatura.

**Tabela 3.6: Propriedades mecânicas e físicas para ambas as ligas de acordo com a literatura. [DAVIS; ASSOCIATES; COMMITTEE (2007); KAUFMAN (1999)]**

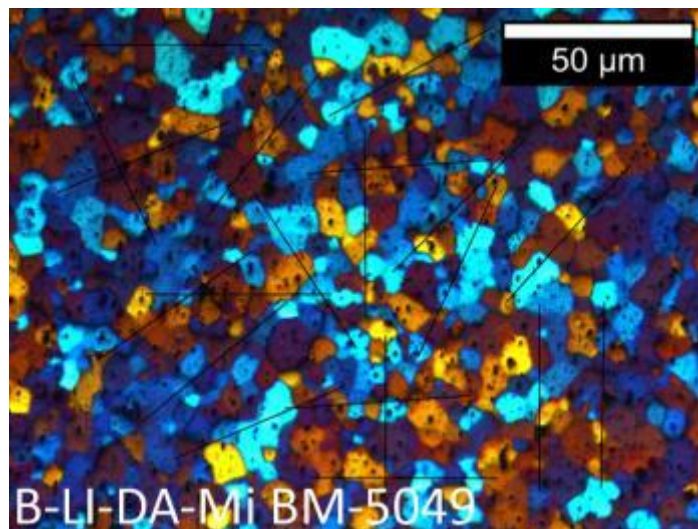
| <b>Propriedades</b>                                  | <b>AA 5083-H112</b> | <b>AA 5049-O</b> |
|--|---------------------|------------------|
| Tensão de escoamento [MPa]                           | 125                 | 80               |
| Limite de resistência [MPa]                          | 275                 | 180              |
| Alongamento [%]                                      | 12                  | 17               |
| Condutividade térmica [ $Wm^{-1}K^{-1}$ ]            | 120                 | 140 – 180        |
| Coefficiente de expansão térmica [ $10^{-6}K^{-1}$ ] | 70                  | 23.7             |
| Intervalo de fusão [°C]                              | 574 – 638           | 620 – 650        |

Uma ilustração esquemática das dimensões de ambas as amostras, flanges-tubo e tubos, para HFDB para TCTE é mostrada na figura 3.3. Eles foram fabricados na parceira industrial e enviados para serem soldados e caracterizados. Para facilitar a integração no sistema de fixação, o comprimento dos tubos foi 180 mm.



**Figura 3.3: Ilustração esquemática das amostras dos tubos e flanges-tubo para a investigação do processo de HFDB para TCTE. Fonte: próprio autor**

A medição do tamanho de grão também foi realizada utilizando o método da Intercepção de Heyn. Neste caso, como mostrado na figura 3.4, o número de contornos de grão é contado ao longo de um comprimento de linha conhecido. A equação 3.1 é usada para definir a dimensão do grão. A média das linhas é considerada o tamanho de grão do material. Este método também foi utilizado para realizar as medições das amostras soldadas.



**Figura 3.4: Liga de alumínio AA5049-O, medições do tamanho de grão do material base. Fonte: próprio autor**

$$d = \frac{L}{N_{int}} \quad (3.1)$$

Onde  $d$ = média do tamanho de grão,  $L$ = comprimento da linha e  $N_{int}$ = Número de intersecções nos contornos de grão.

A liga AA 5083-H112 foi atacada quimicamente com diferentes soluções na seção transversal dos grãos alongados, mas nenhuma dessas soluções foi capaz de revelar a microestrutura. Devido a isso, as medidas do tamanho de grão foram apenas realizadas para a liga AA 5049-O. O valor médio para a liga AA 5049-O foi de 6,8  $\mu\text{m}$ , com um desvio padrão de 1,4  $\mu\text{m}$ .

Também, para posteriores simulações numéricas dos campos de temperatura do processo HFDB, existe a necessidade das curvas de tensão de escoamento versus temperatura. Somente foi possível encontrar na literatura as propriedades mecânicas em temperaturas elevadas para liga AA5083-O como mostrado na figura 3.5.

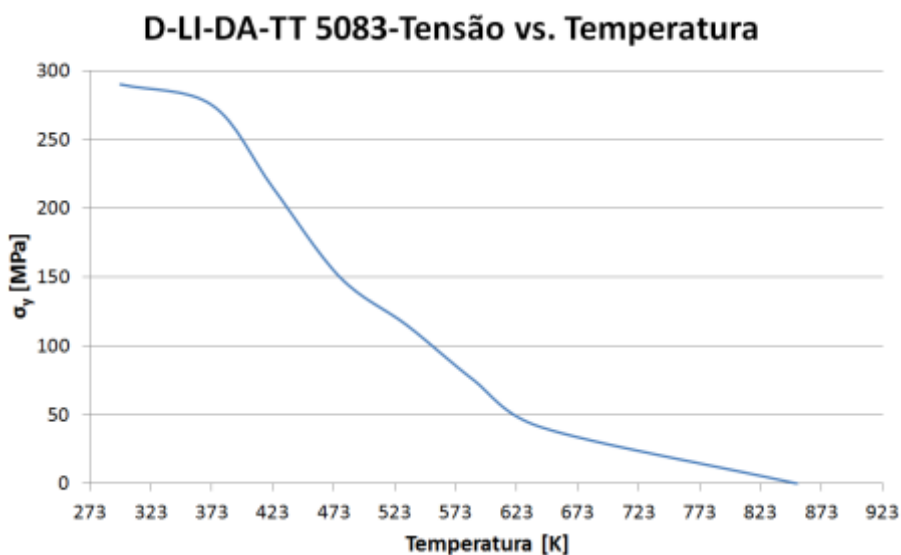


Figura 3.5: Limite de resistência da liga de alumínio AA 5083-H112 para diferentes temperaturas. Fonte: CHANDLER (1996)

Todas as amostras foram rigorosamente limpas antes de cada experimento. O procedimento de limpeza consistiu em lixar a área de soldagem com lixas d'água com granulometria 800. Posteriormente, as amostras foram imersas em acetona e deixadas em banho de ultrassônico durante 5 minutos.

### 3.6 Métodos experimentais

#### 3.6.1 Equipamento de soldagem

Todos os experimentos do presente trabalho foram realizados na máquina FS-RAS no *Helmholtz Zentrum Geesthacht* como mostrado na figura 3.6. A FS-RAS é um sistema robusto e rígido que está ligada a um controlador remoto com um software específico para o processo, o que permite diferentes estratégias de controle do processo, bem como um monitoramento em tempo real. A tabela 3.7 mostra os limites de trabalho da máquina FS-RAS.



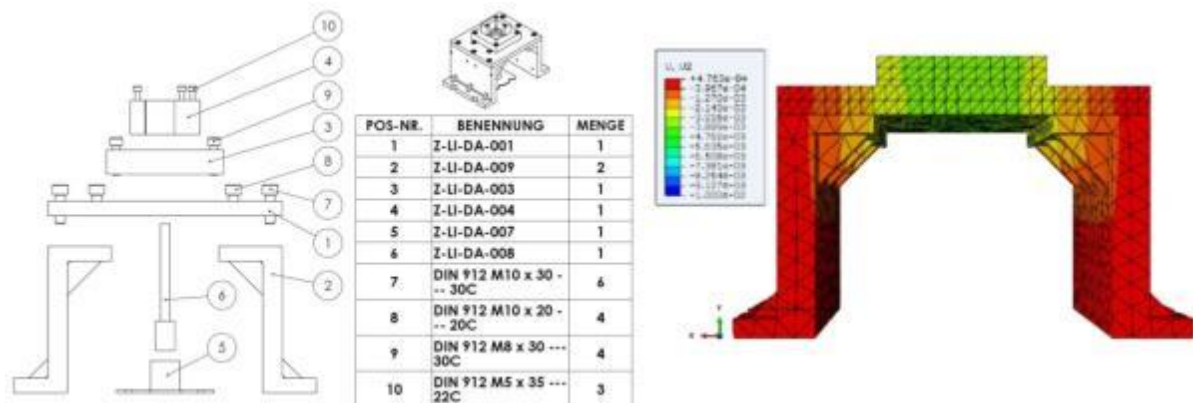
Figura 3.6: Máquina de solda FS-RAS mostrando o equipamento, mesa de trabalho, sistema de fixação e amostra. Fonte: próprio autor

Tabela 3.7: Limites de trabalho do sistema FS-RAS.

|                               |           |
|-------------------------------|-----------|
| Força Axial [kN]              | 0 - 60    |
| Rotação [ $\text{min}^{-1}$ ] | 0 - 6000  |
| Mesa de trabalho [m x m]      | 0,5 x 1,5 |
| Diâmetro do eixo [mm]         | max. 30   |

Um novo sistema de fixação para as amostras foi desenvolvido e fabricado como mostrado na figura 3.7a. Uma das premissas era a alta rigidez para o sistema

de fixação. Portanto, durante a fase de projeto, uma simulação numérica do sistema de fixação foi realizada para avaliar a deformação no ponto de interesse. O software ABAQUS Ver. 9 foi utilizado para esta simulação estática. Os resultados mostram que o deslocamento máximo esperado para a carga axial máxima de processo é cerca de 0,001 milímetros, como representado na Figura 3.7b. Isso indica que o projeto se ajusta aos requisitos. Para fixar as amostras na mesa de trabalho uma placa de castanhas foi utilizada.



**Figura 3.7: Sistema de fixação para realização dos experimentos. (a) Desenho técnico da montagem do sistema. (b) Modelo em elementos finitos para avaliar os deslocamentos na área de interesse. Fonte: próprio autor**

### 3.6.2 Forças do processo

As forças de processo foram medidas durante os experimentos através de células de carga piezelétricas integrados ao sistema FS-RAS. As células de carga executam as medições em todos os três eixos do sistema de coordenadas, bem como medições de torque no eixo da máquina.

### 3.6.3 Temperaturas do processo

As temperaturas do processo descritas neste trabalho foram medidas com termopares. Foram utilizados termopares tipo K com um diâmetro de 0,5 mm. Estes termopares de níquel-cromo/alumínio, designados como termoelemento positivo (KP) NI90%Cr10% (Cromel), têm um invólucro metálico que garante a proteção mecânica e química. Eles caracterizam-se por uma medição precisa e curto tempo de resposta para a gama de temperaturas estudadas.

Os termopares foram posicionados o mais perto possível da zona de união. A posição dos termopares é esquematicamente mostrada na figura 3.8. Os furos com um diâmetro de 0,5 mm foram fabricados através de usinagem por eletroerosão no centro de usinagem da HZG. Durante os experimentos de HFDB, uma pasta térmica de elevada condutividade térmica foi usada para permitir um contato melhor e garantir medições de temperatura precisas.

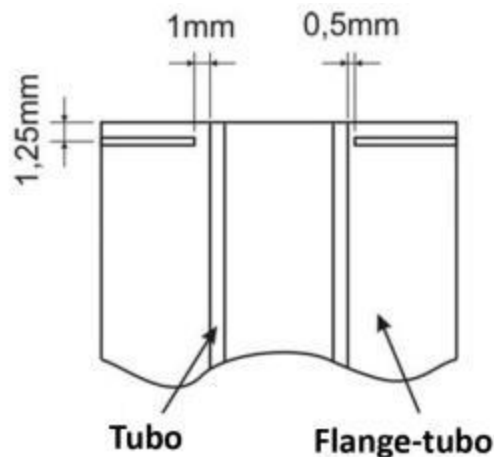


Figura 3.8: Posição dos termopares nas amostras de flange-tubo utilizada durante a aquisição de temperaturas dos experimentos. (fora de escala) Fonte: próprio autor

## 3.7 Caracterização

### 3.7.1 Análise metalográfica

#### 3.7.1.1 Microscopia ótica

Para as análises metalográficas, seções transversais das amostras HFDB foram cortadas, lixadas e polidas. Todas as amostras foram preparadas seguindo o procedimento padrão para a preparação de alumínio da Struers GmbH como mostrado na tabela 3.8. As amostras foram então eletroliticamente atacadas com solução Barker utilizando uma tensão de 30 V por 150 segundos. As análises foram realizadas com luz polarizada usando um microscópio ótico Olympus PMG 3.



**Tabela 3.8: Procedimento padrão para a preparação de amostras de alumínio para a análise em microscópio ótico.**

| <b>Tipo</b>       | <b>Especificação</b> | <b>Suspensão</b> | <b>Tempo</b> |
|-------------------|----------------------|------------------|--------------|
| Lixa d'água       | SiC 320              | Água             | 1 min        |
|                   | SiC 600              | Água             | 1 min        |
|                   | SiC 800              | Água             | 1 min        |
|                   | SiC 1200             | Água             | 1 min        |
| Pano de polimento | MD-Largo             | 9 µm             | 5 mins       |
|                   | MD-Mol               | 3 µm             | 3 mins       |
|                   | OP-Chem              | 0,04 µm          | 1 min        |

### **3.7.1.2 Microscópio eletrônico de varredura (SEM)**

A análise no microscópio eletrônico de varredura foi realizada em um equipamento FEI Quanta™ 650 FEG SEM. O foco principal durante esta análise foi a medição da migração de magnésio dos flanges-tubo para os tubos e vice-versa. Para isso, foi utilizada a análise de energia dispersiva de raios-X (EDX) no modo de escaneamento de linha. Para executar este tipo de análise, o SEM é equipado com um detector EDX EDAX Apollo X Silicon Deriva Detector que é controlado pelo software EDAX versão 4.0.2. A resolução alcançada durante os escaneamentos de linha foi de 0,1 µm.

### **3.7.2 Testes de estanqueidade**

O aparato utilizado para os testes de estanqueidade foi fornecido pela parceira industrial LINDE AG e são mostrados na figura 3.9. Este aparato é capaz de testar vazamentos em conformidade com a norma DIN EM 1593:1999-11 [NORMUNG (1999)]. Para medir a estanqueidade, a extremidade livre do tubo é selada com uma rolha e a extremidade da amostra soldada é fixada sobre o cilindro de pressão. O-rings são utilizados para vedar as extremidades. Em seguida, o cilindro de pressão e o interior da amostra são pressurizados até três bar absolutos com ar comprimido. Quando a amostra é pressurizada, um fluido de teste é pulverizado sobre a zona de união. Se não aparecerem bolhas, a amostra é considerada estanque na área soldada até uma taxa de fuga de  $10^{-5}$  mbar l/s.



**Figura 3.9: Sistema de teste para estanqueidade de  $10^{-5}$  mbar l/s das amostras. Fonte: próprio autor**

Para validação posterior e resultados mais precisos foram enviadas amostras para a LINDE AG para realizar testes de estanqueidade com hélio. Através deste método, índices de vazamento de  $10^{-9}$  mbar l/s podem ser determinados.

### **3.7.3 Testes de tração**

Para determinar a performance mecânica do processo de HFDB para TCTE amostras foram submetidas a ensaio de tração em uma máquina universal de ensaios Zwick 1734 como mostrado na figura 3.10. As amostras soldadas foram fixadas em garras de fixação especiais projetados para peças cilíndricas. Um pino cilíndrico foi inserido na extremidade inferior do tubo para enrijecê-lo contra as forças de fixação e para evitar distorções. A taxa de deslocamento imposta para o teste foi de 1 mm/min.



**Figura 3.10: Máquina de ensaios de tração com amostra montada. Fonte: próprio autor**

## **4 RESULTADOS E DISCUSSÃO**

Nesta seção os resultados deste trabalho são apresentados e discutidos, sendo divididos principalmente em duas seções seguindo a abordagem metodológica apresentada na figura 3.1. A seção 4.1 abrange os estudos relacionados com a robustez e reprodutibilidade do processo HFDB para TCTE. O desenvolvimento de parâmetros para um processo de aplicação em escala industrial é o principal foco desta seção. Subsequentemente, depois da definição dos parâmetros otimizados do processo, seis amostras foram soldadas e posteriormente analisadas, a fim de validar o estudo. A seção 4.2 mostra a análise realizada para compreender melhor os princípios do processo de HFDB para TCTE. A microestrutura das soldas, bem como os perfis de temperatura, aporte térmico e difusão de magnésio na zona de união são estudados. Estas investigações, correlacionadas com os parâmetros de processo selecionados visam à compreensão dos fundamentos do processo HFDB.

### **4.1 Desenvolvimento dos parâmetros de soldagem**

#### **4.1.1 Projeto de experimentos Box-Behnken**

Os experimentos foram realizados conforme a metodologia apresentada na Seção 3.3.1. Após as amostras serem soldadas elas foram tracionadas e os resultados de limite de resistência para cada um dos conjuntos de parâmetros utilizados são apresentados na Tabela 4.1.

Os resultados do limite de resistência para os experimentos HFDB quando comparados ao material base são apresentados na Figura 4.1. Durante esses experimentos, apenas duas amostras não alcançaram o critério de 80% do limite de resistência do material base. Esses resultados comprovam a confiabilidade e robustez do processo para a janela de parâmetros estudada.

Tabela 4.1: Parâmetros e resultados atingidos para a resposta analisada – limite de resistência - para as amostras soldadas integrantes do projeto de experimentos Box-Behnken.

| Amostra   | Rotação [min <sup>-1</sup> ] | Força axial [kN] | Tempo de processo [s] | Limite de resistência [MPa] |
|-----------|------------------------------|------------------|-----------------------|-----------------------------|
| LIN-15-14 | 1500                         | 3                | 40                    | 198                         |
| LIN-15-15 | 2000                         | 2,5              | 40                    | 198                         |
| LIN-15-16 | 1000                         | 3                | 35                    | 178                         |
| LIN-15-17 | 2000                         | 2,5              | 30                    | 199                         |
| LIN-15-18 | 2000                         | 3                | 35                    | 194                         |
| LIN-15-19 | 1500                         | 2,5              | 35                    | 204                         |
| LIN-15-20 | 1000                         | 2,5              | 40                    | 190                         |
| LIN-15-21 | 1500                         | 3                | 30                    | 198                         |
| LIN-15-22 | 1500                         | 2                | 40                    | 189                         |
| LIN-15-23 | 1000                         | 2                | 35                    | 141                         |
| LIN-15-24 | 1500                         | 2                | 30                    | 156                         |
| LIN-15-25 | 1500                         | 2,5              | 35                    | 205                         |
| LIN-15-26 | 1000                         | 2,5              | 30                    | 189                         |
| LIN-15-27 | 1500                         | 2,5              | 35                    | 203                         |
| LIN-15-28 | 2000                         | 2                | 35                    | 175                         |

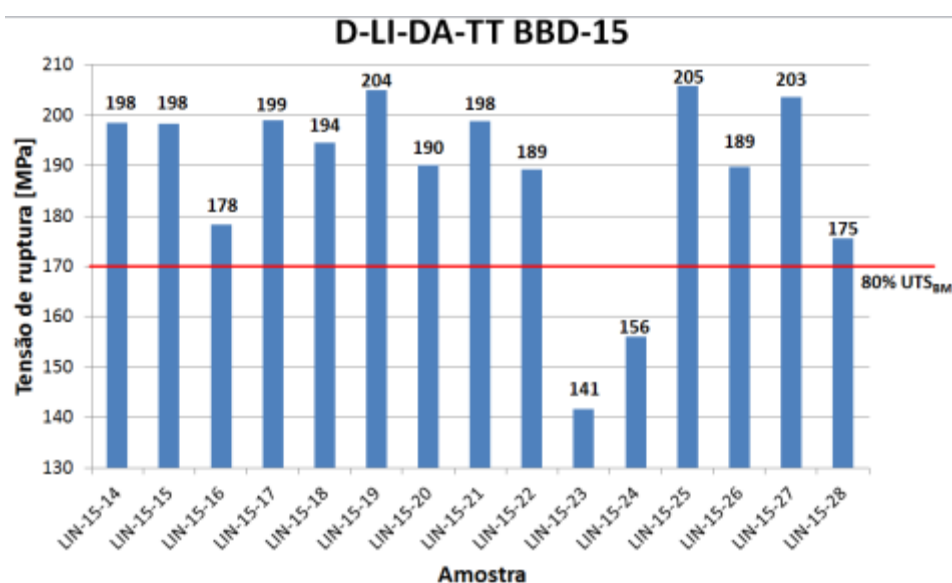
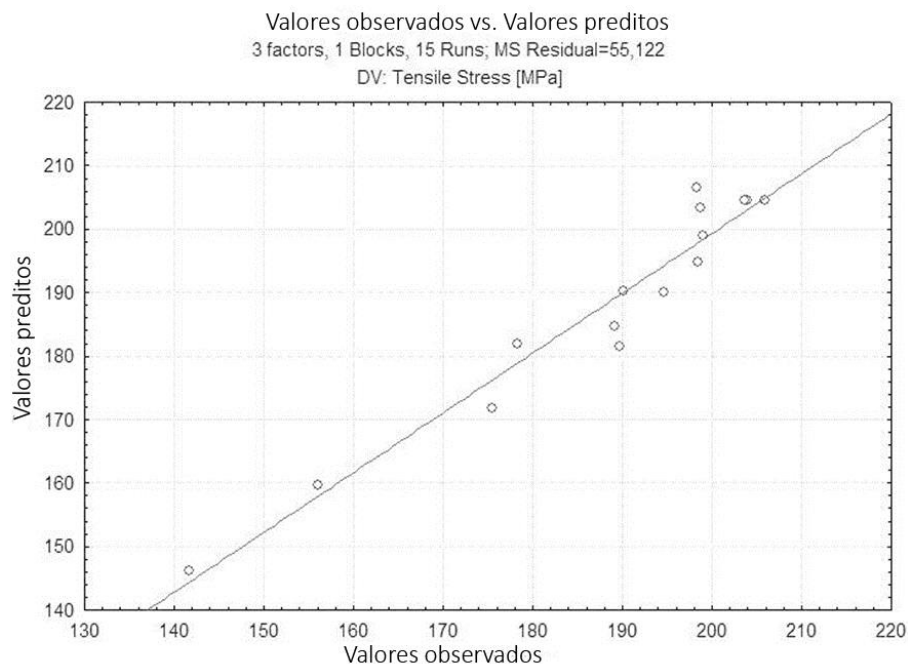


Figura 4.1: Limite de resistência das amostras soldadas pelo processo HFDB para TCTE integrantes do projeto de experimentos Box-Behnken. Fonte: próprio autor

A análise de variância (ANOVA) foi utilizada para verificar a adequação do modelo desenvolvido em um nível de confiança de 95%. Portanto,  $R^2$ , o coeficiente de determinação, é avaliado. Quanto mais próximo for este coeficiente do valor de 1, melhor é a adequação do modelo. Para estas experiências, o valor de  $R^2$  foi 0.941, verificando-se uma boa correlação entre os resultados dos experimentos HFDB e o modelo proposto pelo projeto de experimentos Box-Behnken. Para assegurar ainda mais a adequação do modelo, é possível comparar os valores observados em relação aos valores previstos. No gráfico da figura 4.2 os valores previstos são mostrados como uma linha e os valores observados como pontos. Quanto mais próximos os pontos (valores observados) da linha (valores previstos), melhor é a adequação do modelo desenvolvido. Desta forma, esta avaliação também confirma a boa adequação entre os experimentos e o projeto Box-Behnken.



**Figura 4.2: Valores observados vs. Valores previstos para o projeto de experimentos Box-Behnken para o processo de HFDB para TCTE. Fonte: próprio autor**

Uma das principais razões para realizar uma análise de variância é entender quais os fatores e as interações entre eles, que são mais relevantes para o processo. O critério seguido nesta técnica é que, se o valor calculado de F (F-ratio) do modelo de regressão é maior do que o valor padrão especificado na tabela F para o nível de confiança de 95%, a interação é considerada relevante e adequada dentro do intervalo de confiança. Para evitar a necessidade de comparar os valores de F-ratio à tabela F, o coeficiente "P" é mostrado durante a análise. Para este

coeficiente, se o seu valor for inferior a 0,05 (para 95% nível de confiança), a interação é considerada relevante. A tabela 4.2 mostra a análise de variância dos experimentos realizados.

**Tabela 4.2: Tabela ANOVA mostrando os valores utilizados para analisar a relevância de cada fator na resposta e realizar a análise de regressão do modelo.**

| <b>Fator</b>                   | <b>Soma dos quadrados</b> | <b>Graus de liberdade</b> | <b>Média dos quadrados</b> | <b>F-value</b> | <b>p-value</b> |
|--------------------------------|---------------------------|---------------------------|----------------------------|----------------|----------------|
| Rotação (linear)               | 570,04                    | 1                         | 570,03                     | 10,34          | 0,02           |
| Rotação (quadrático)           | 502,17                    | 1                         | 502,16                     | 9,11           | 0,02           |
| Força axial (linear)           | 1448,29                   | 1                         | 1448,29                    | 26,27          | 0,003          |
| Força axial (quadrático)       | 1526                      | 1                         | 1526,00                    | 27,68          | 0,003          |
| Tempo de processo (linear)     | 131,95                    | 1                         | 131,95                     | 2,39           | 0,18           |
| Tempo de processo (quadrático) | 7,528                     | 1                         | 7,52                       | 0,136          | 0,72           |
| Rotação Força axial            | 76,03                     | 1                         | 76,03                      | 1,38           | 0,29           |
| Rotação Tempo de processo      | 0,276                     | 1                         | 0,27                       | 0,005          | 0,94           |
| Força axial Tempo de processo  | 281,90                    | 1                         | 281,90                     | 5,114          | 0,07           |
| Erro                           | 275,61                    | 5                         | 55,12                      |                |                |
| Total SS                       | 4740,34                   | 14                        |                            |                |                |

A figura 4.3a mostra um gráfico de pizza da influência de cada fator com relação a resposta final. Isto também pode ser explicado pelo gráfico de Pareto,

como mostrado na figura 4.3b. As colunas que cruzam a linha pontilhada representam interações relevantes para o processo com um nível de confiança de 95%. O componente linear e quadrática da força axial é o fator com as maiores influências sobre a resposta com quase 63% de relevância. Para a velocidade de rotação, também ambos os componentes são fatores relevantes com quase 23%. Conforme mostrado no gráfico, o tempo de processo tem apenas uma pequena influência sobre as respostas.



Figura 4.3: (a) Gráfico de pizza da ANOVA mostrando a influência de cada fator e suas interações na resposta – limite de resistência. (b) Gráfico de Pareto para analisar o p-value de cada fator mostrando sua relevância para o processo. Fonte: próprio autor

Além disso, uma análise de regressão foi realizada para se prever a variável de resposta, neste caso, o limite de resistência. A equação polinomial de segunda ordem resultante, ajustada em 95% de nível de confiança, representa a variável de resposta como função de força axial, velocidade de rotação e tempo de processo. A tabela 4.3 mostra todos os coeficientes da equação de regressão, bem como cada respectivo erro padrão. Após a análise de variância, todos os fatores que não têm relevância para o modelo foram desconsiderados. Uma relação empírica entre a resposta dos testes e as variáveis de entrada pode ser expressa pela equação 4.1.



**Tabela 4.3: Coeficientes de regressão para a resposta – limite de resistência – para o processo de HFDB para TCTE com o intuito de definir uma equação de regressão do modelo para a janela de parâmetros estudada.**

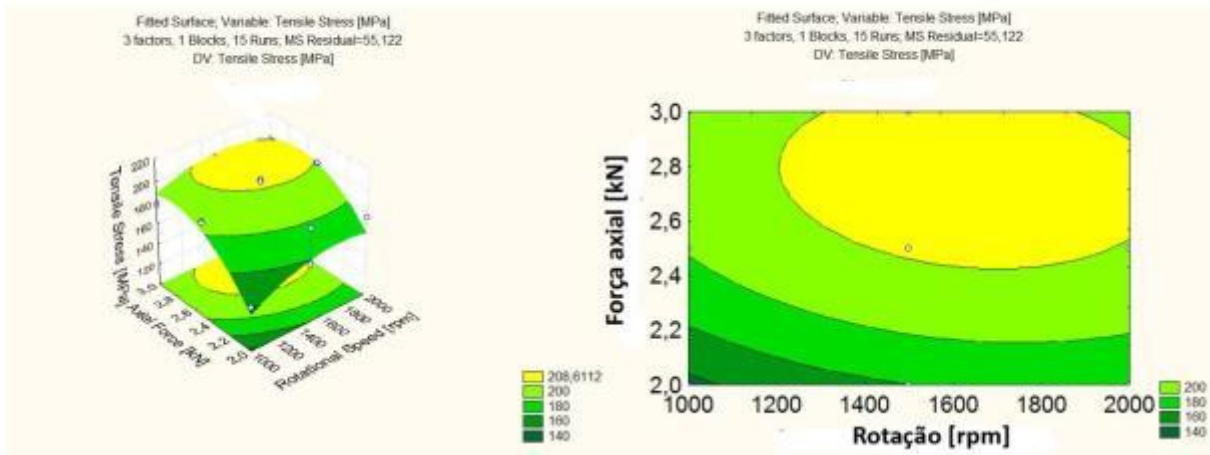
| Factor                          | Coeficiente de regressão | Erro padrão |
|---------------------------------|--------------------------|-------------|
| Constante                       | -824,48                  | 275,41      |
| Rotação (linear)                | 0,20                     | 0,079       |
| Rotação (quadrático)            | 0,000                    | 0,000       |
| Força axial (linear)            | 577,19                   | 95,87       |
| Força axial (quadrático)        | -81,32                   | 15,46       |
| Tempo de processo (linear)      | 5,37                     | 11,664      |
| Tempo de processo (quadrático)  | 0,06                     | 0,154       |
| Rotação x Força axial           | -0,02                    | 0,014       |
| Rotação x Tempo de processo     | 0,000                    | 0,001       |
| Força axial x Tempo de processo | -3,36                    | 1,484       |

$$\sigma = -81.31 FA^2 + 577,192 FA + 0,204 R - 824,479 \quad (4.1)$$

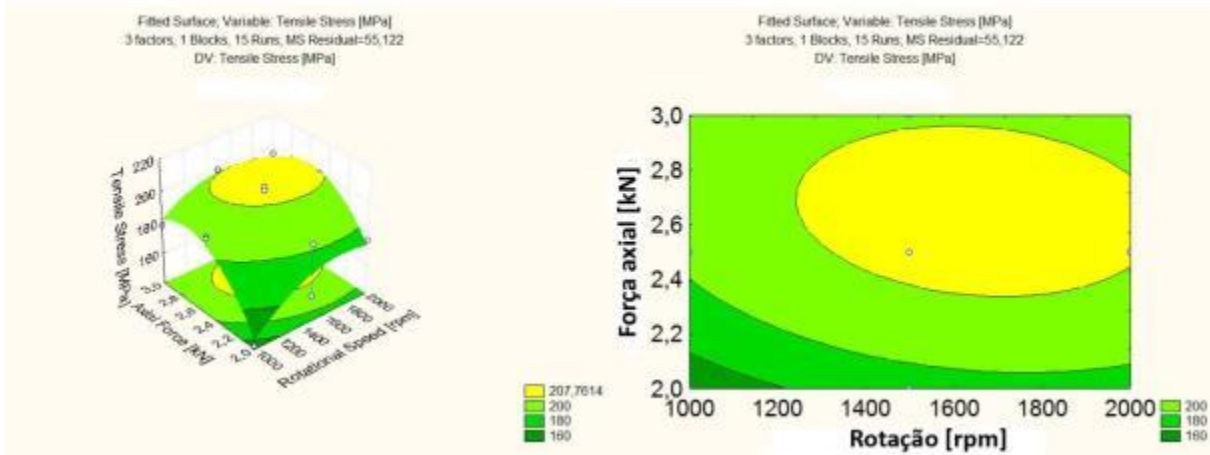
Onde  $\sigma$ = Limite de resistência [MPa], FA= Força axial [kN] and R= Rotação [ $\text{min}^{-1}$ ].

Gráficos em 3D esclarecem diferentes combinações de parâmetros, que exibem a tendência de variação da resposta dentro do intervalo selecionado de parâmetros de entrada. A figura 4.4 ilustra isso para diferentes tempos de processo. O tempo de processo foi mantido como constante durante as plotagens, uma vez que foi o parâmetro com menor influência sobre a resposta. É possível ver que, com a previsão do modelo, valores de resposta acima de 210 MPa são possíveis, apesar de nenhum dos experimentos chegar a tais valores. Como descrito anteriormente, a previsão do modelo enquadra os valores medidos para a equação de regressão calculada. Devido à variância e erro do modelo não é possível assegurar que esses resultados poderiam realmente ser alcançados, mas, pelo menos, mostra-se que esta é a área otimizada da janela de parâmetros investigados. O valor de 170 MPa - 80% do limite de resistência do material base - foi facilmente alcançado indicando que a janela de parâmetros escolhidos para o desenvolvimento do processo foi pertinente, se demonstrando robusta e confiável.

### 30 segundos



### 35 segundos



### 40 segundos

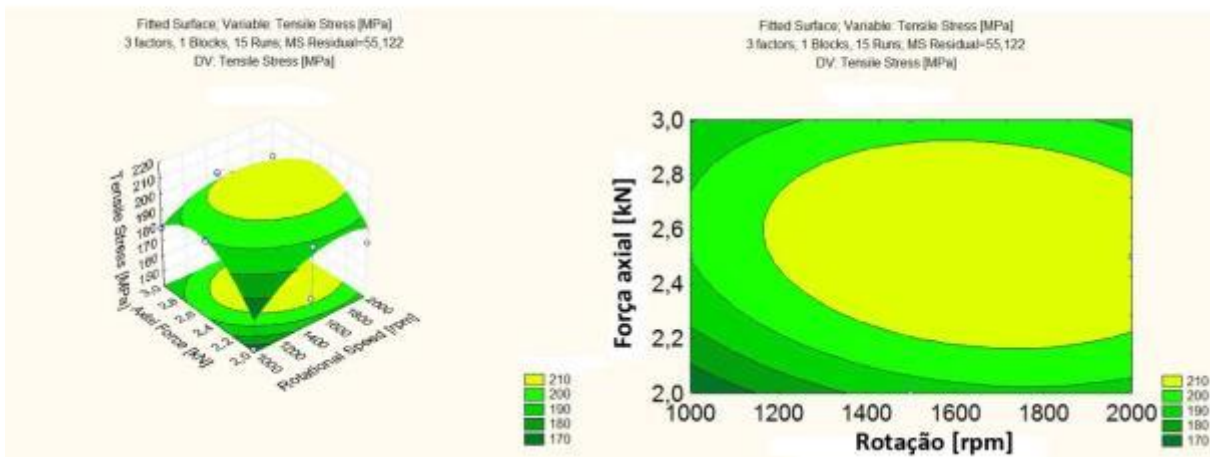


Figura 4.4: Gráficos 2D e 3D da influência de cada fator na resposta – limite de resistência – nas amostras soldadas pelo processo de HFDB para TCTE em diferentes tempos de soldagem para 30 segundos, 35 segundos e 40 segundos. Fonte: próprio autor

Paralelamente ao limite de resistência, medições de estanquidade e profundidade de soldagem foram realizadas. Todas as amostras testadas para estanquidade passaram no procedimento descrito na seção 3.7.1.3 mostrando a taxa de vazamento menor do que  $10^{-5}$  mbar l/s. Amostras foram enviadas para a parceira industrial para realizar testes de estanquidade com hélio e também obtiveram resultados positivos. Assim, após estes testes, a primeira e mais importante premissa deste estudo foi alcançada e é visto que não depende dos parâmetros testados. As medições de profundidade de soldagem apresentaram dados inconsistentes como é possível ver na figura 4.5. Isto pode ser explicado porque foi avaliada para cada amostra apenas uma imagem 2D com duas secções transversais.

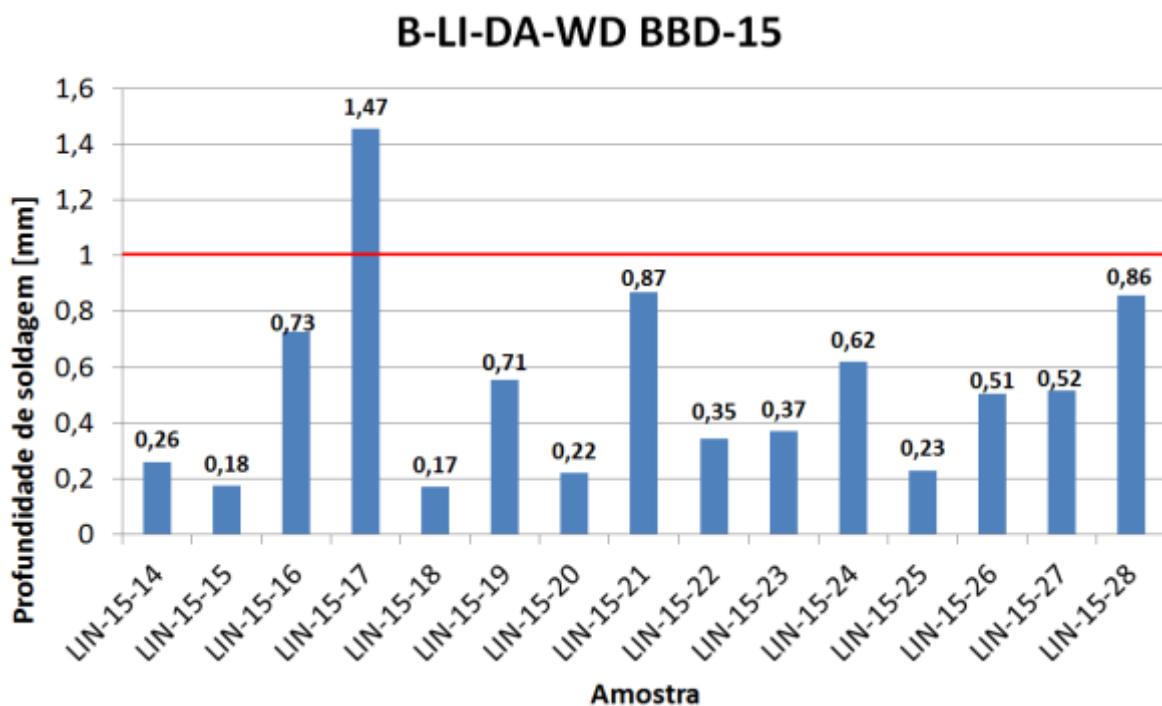


Figura 4.5: Medições da profundidade de soldagem das amostras soldadas pelo processo de HFDB para TCTE integrantes do projeto de experimentos Box-Behnken. Fonte: próprio autor

#### 4.1.2 Validação do modelo

Além da verificação através de ANOVA, o modelo do Box-Behnken foi validado através da realização de experiências com novos conjuntos de parâmetros. Os valores de resposta foram medidos e comparados com a previsão do modelo apresentado no capítulo anterior. Para a validação do processo, os parâmetros escolhidos são apresentados na tabela 4.4 e são provenientes da figura 4.13c. Um tempo de processo de 30 segundos foi escolhido tendo em vista uma maior

eficiência para a aplicação industrial, bem como menor probabilidade de aderência de material nas superfícies de fricção da ferramenta.

**Tabela 4.4: Envelopes de parâmetros utilizados para a validação do modelo do projeto de experimentos Box-Behnken.**

| Parâmetro                     | Envelope |      |
|-------------------------------|----------|------|
|                               | 1        | 2    |
| Rotação [ $\text{min}^{-1}$ ] | 1600     | 1500 |
| Força axial [kN]              | 2,8      | 3    |
| Tempo de processo [s]         | 30       | 30   |
| Identificação da ferramenta   | 15-1     | 15-1 |

Sete soldas foram realizadas com os parâmetros do processo da tabela 4.9. Todas as amostras foram submetidas a testes de estanqueidade e tração, bem como avaliação da profundidade de soldagem e da fratura. A figura 4.6 apresenta as três amostras soldadas com o envelope de parâmetros 1 e a figura 4.7 apresenta três amostras soldadas para o envelope de parâmetros 2. Devido a problemas durante a aquisição da temperatura da amostra LIN-15-VL1, esta foi rejeitada e a amostra de LIN-15-VL4 foi soldada para substituí-la.

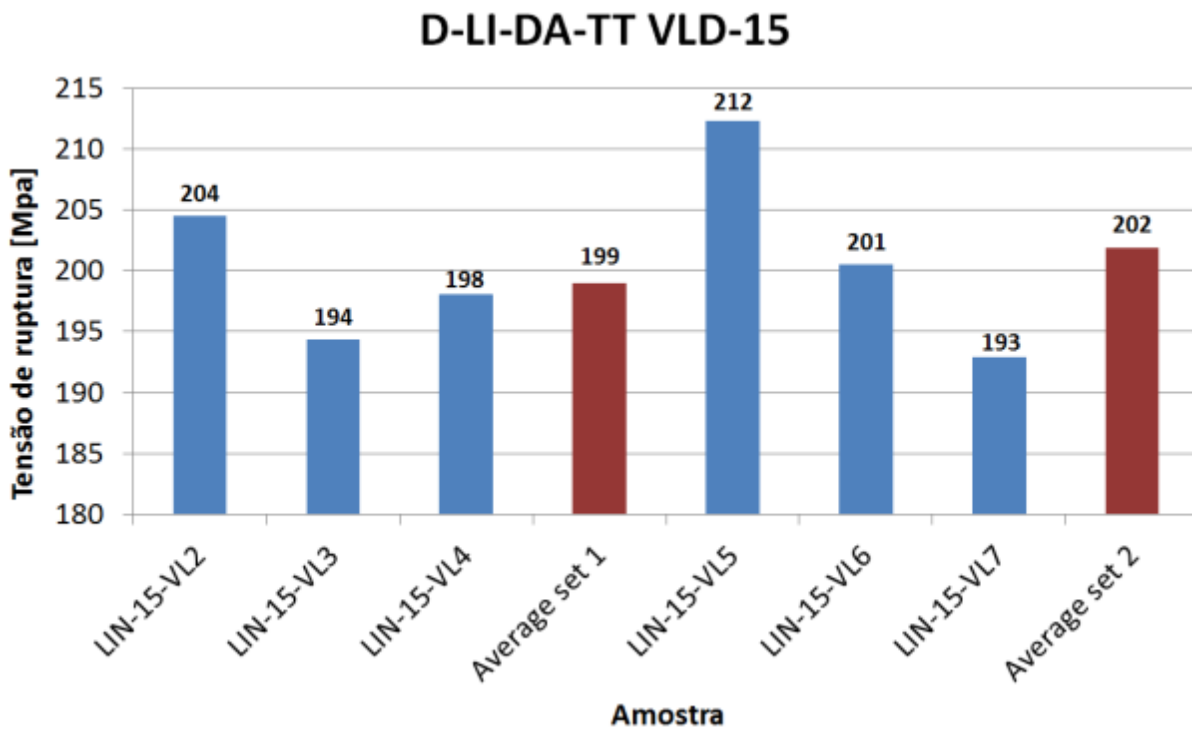


**Figura 4.6: Amostras de validação do envelope de parâmetros 1 do processo de HFDB para TCTE. Fonte: próprio autor**



**Figura 4.7: Amostras de validação do envelope de parâmetros 2 do processo de HFDB para TCTE. Fonte: próprio autor**

As amostras soldadas foram submetidas a testes de estanqueidade. Todas as amostras estavam livres de vazamento, o que está de acordo com os resultados das investigações anteriores. Os resultados dos testes de tração são apresentados na figura 4.8 mostrando a média do limite de resistência para cada envelope de parâmetros.



**Figura 4.8:** Limite de resistência das amostras soldadas pelo processo HFDB para TCTE realizadas para a validação do modelo do projeto de experimentos Box-Behnken. Fonte: próprio autor

O desvio padrão para o envelope de parâmetros 1 foi de 4,2 MPa (0,02%) e para o envelope de parâmetros 2 foi de 8 MPa (0,04%). A predição do modelo Box-Behnken está em conformidade com os resultados dos experimentos de validação. Como esperado, pequenas variações nos resultados puderam ser observadas, mas não a ponto de afetar a robustez do processo. Os resultados dos experimentos mostram que a meta exigida pelo parceiro industrial de 80% do limite de resistência do material base foi claramente atingida. O envelope de parâmetros 1 atingiu 94% do limite de resistência do material base, enquanto que o envelope de parâmetros 2 atingiu 95%. Subsequentemente, as seis amostras foram cortadas para investigar a profundidade de soldagem e microestrutura. Uma amostra foi preparada para executar a análise de EDX para avaliar a profundidade de difusão de magnésio

como será discutido no capítulo seguinte. Os resultados da medição de profundidade de soldagem são mostrados na figura 4.9.

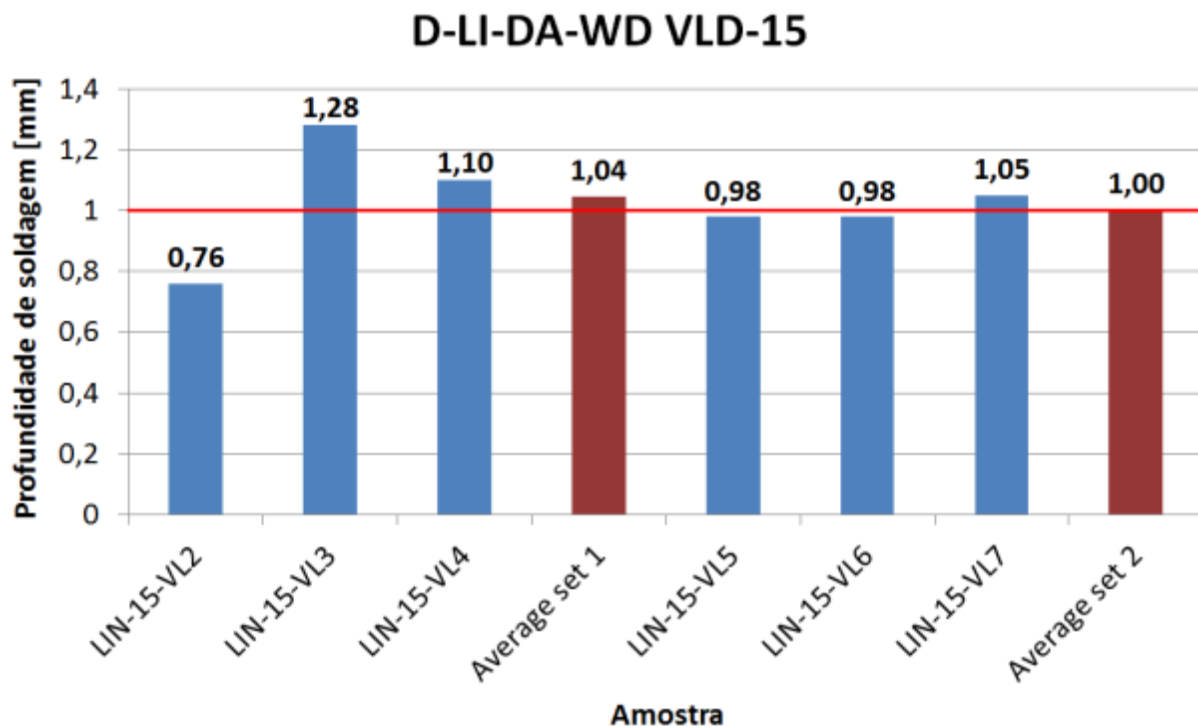


Figura 4.9: : Profundidade de soldagem das amostrassoldadas pelo processo HFDB para TCTE realizadas para a validação do modelo do projeto de experimentos Box-Behnken. Fonte: próprio autor

As medições das profundidades de soldagem mostraram valores inconsistentes. Embora a média das medições indicassem valores acima de 1 mm para ambos envelopes de parâmetros, alguns dos valores estavam abaixo do critério. Isso mostra que o critério não é reproduzível, no entanto, se comparado com os resultados referentes aos testes de tração, é possível que este critério seja muito conservador. Mesmo as soldas que não apresentaram bons resultados em relação a profundidade de soldagem, por exemplo LIN-15-15 com 0.18 milímetros de profundidade, cumpriram o critério apresentando 198 MPa de limite de resistência durante o ensaio de tração. Novos estudos devem ser realizados para investigar este critério e reavaliar tal valor.

## 4.2 Fundamentos do processo

### 4.2.1 Aporte térmico e curvas de temperatura

As temperaturas do processo conforme descrito na seção 3.6.3 foram medidas durante todos os experimentos para o Box-Behnken e amostras de

validação. As temperaturas máximas de processo variaram entre 460°C a 560°C, dependendo da combinação de parâmetros de processo escolhida. A figura 4.10 mostra a curva de temperatura característica de uma solda HFDB para união de tubos e flanges-tubo. Em primeiro lugar, pode se observar que a medição do termopar 2 é defasada da medição do termopar 1, o que é esperado devido à diferente posição de cada termopar em relação à fonte de calor. No entanto, na fase final do processo as medições de temperatura de ambos os termopares convergem. Isto indica que, depois de certo tempo, a união é uniformemente aquecida e a dissipação de calor estabiliza levando a uma temperatura de processo uniforme no entorno da fonte de calor.

Naturalmente deve-se levar em conta que as medições de temperatura são propensas a erros. Existe a possibilidade dos termopares movimentarem-se ligeiramente dentro dos furos devido às vibrações induzidas durante o processo. Isto pode conduzir a medições errôneas de menor temperatura. Além disso, a precisão do processo de fabricação dos furos não pode ser garantida. Por exemplo, um pequeno desvio da profundidade de cada furo pode conduzir a desvios nas medidas de temperatura.

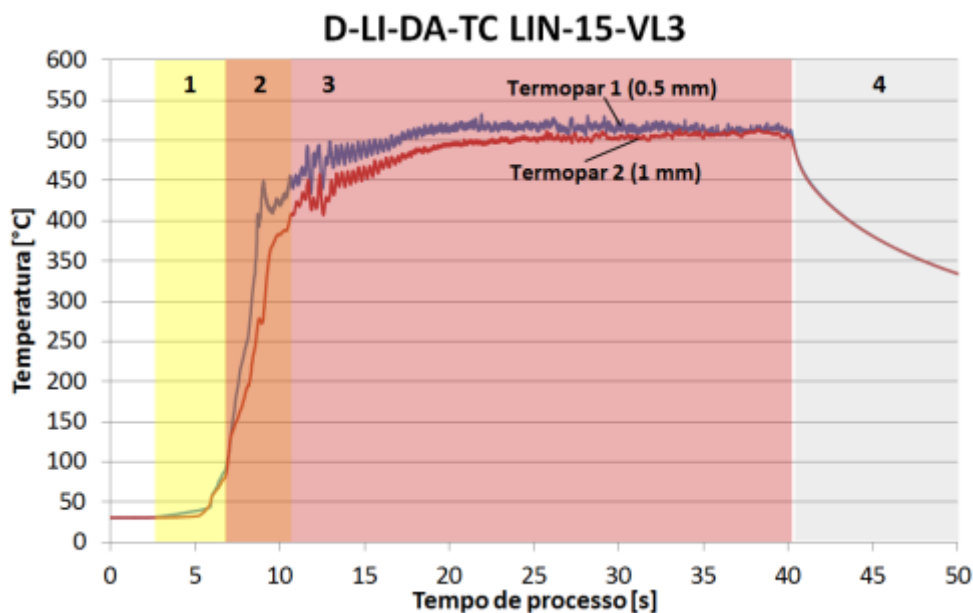


Figura 4.10: Curva característica para o processo de HFDB para TCTE mostrando os quatro estágios do processo. Amostra LIN-15-VL3. Fonte: próprio autor

A curva de temperatura característica de uma solda HFDB para TCTE é mostrada na figura 4.10 e é dividida em quatro estágios:

1. Durante a fase de avanço da ferramenta os primeiros momentos de geração de calor por atrito são iniciados quando a área de fricção cônica da ferramenta toca na parte interior dos tubos. As temperaturas na peça são ainda muito baixas para a ocorrência de difusão, devido à insuficiente plastificação do material. Os picos de temperatura medidos durante este estágio são correlacionados com os picos de torque que ocorrem devido ao atrito entre o corpo da ferramenta e o tubo. A temperatura medida neste estágio é de cerca de 100° C.
2. Quando a área de fricção horizontal da ferramenta toca o flange-tubo uma maior área de atrito é criada. Nesta fase, um aquecimento abrupto acima de 400°C é medido. Neste estágio, o material é totalmente plastificado e o processo de difusão realmente acontece. Neste estágio também, devido às forças e temperaturas o mecanismo de recristalização dinâmica é iniciado.
3. Durante o estágio de soldagem há um posterior aumento na temperatura do processo. O limite superior de temperatura é atingido e as medidas em ambos os pontos de medição convergem. A temperatura máxima de processo depende essencialmente do parâmetro escolhido para a velocidade de rotação. Durante esta fase, altas taxas de deformação e temperaturas levam a recristalização dinâmica, promovendo assim uma estrutura de grão refinado na ZTMA.
4. Após o tempo de processo pré-definido ter sido alcançado, a ferramenta em rotação é retraída e o arrefecimento passivo da peça de trabalho ocorre.

Na figura 4.11, as medições de força axial e torque estão correlacionados com as curvas de temperatura da amostra de validação LIN-15-VL5. A metalografia mostra a microestrutura resultante da zona de solda. Pode ser determinado que, quando aumenta o torque e as forças axiais, a temperatura do processo também aumenta. O torque diminui durante o processo devido à plastificação do material e a subsequente redução do coeficiente de atrito. A metalografia na figura 4.20 mostra uma boa união entre o tubo e a flange-tubo. Pode concluir-se que os parâmetros do processo utilizados são adequados para criar uma boa união em um processo robusto.



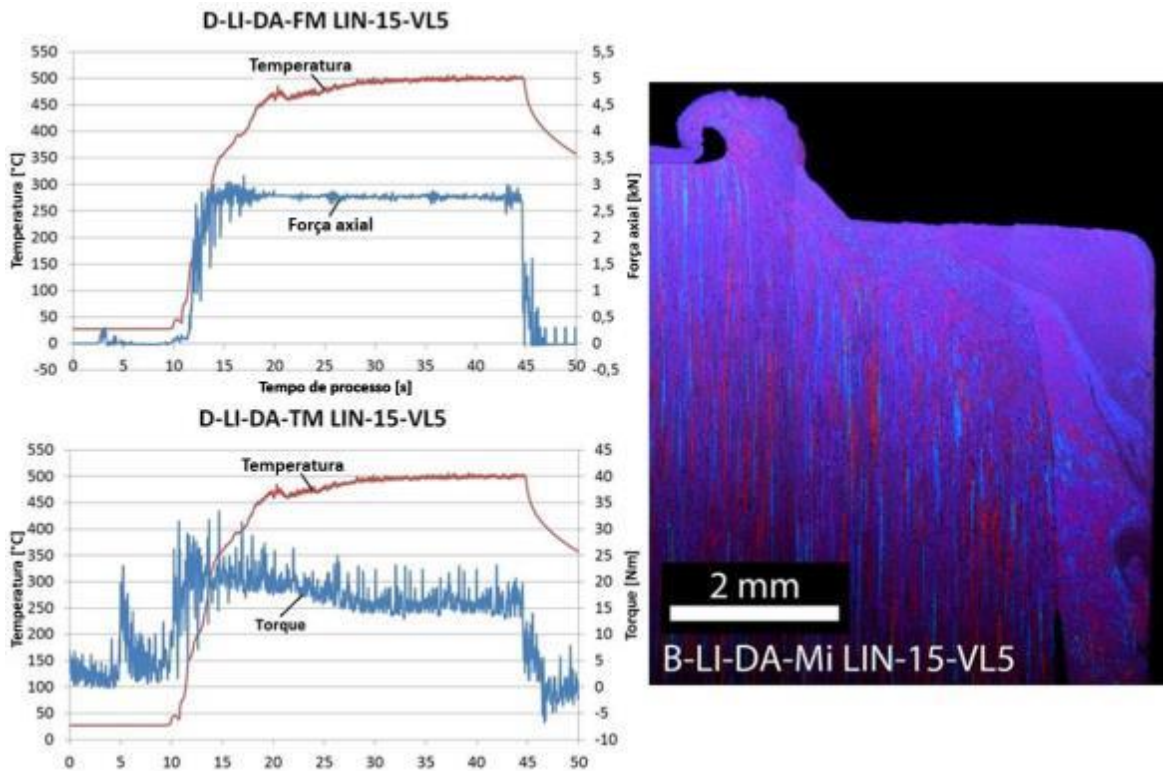
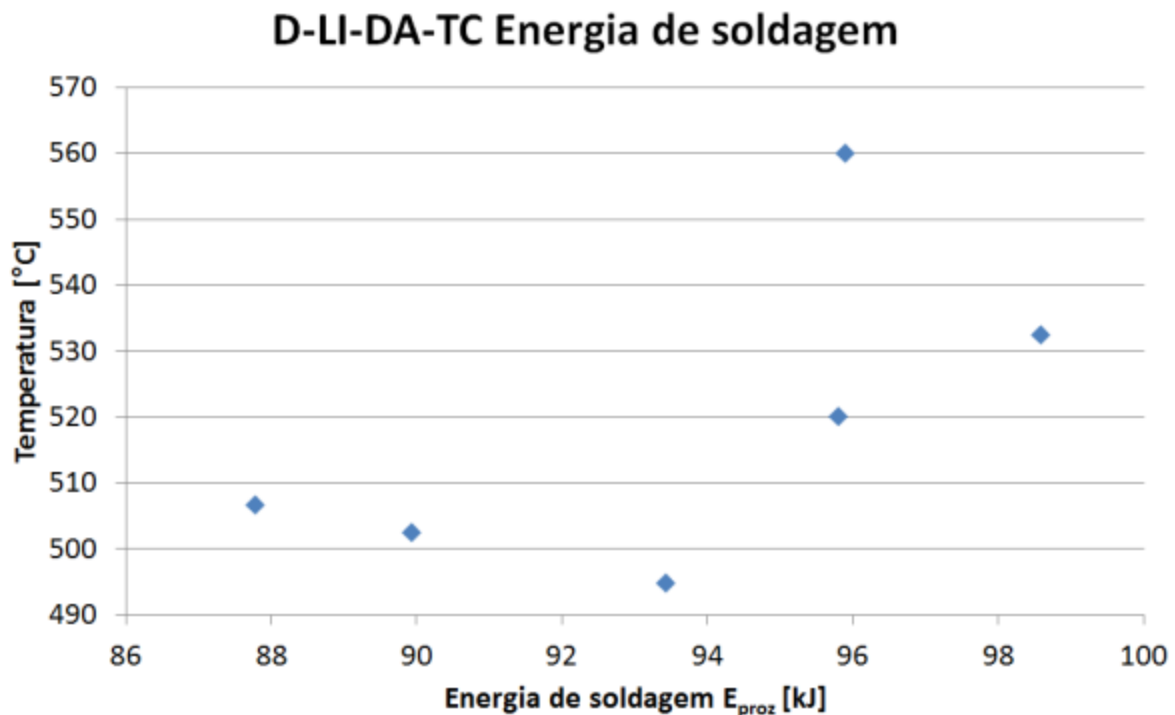


Figura 4.11: Relação entre temperatura, força axial e torque e sua influência na microestrutura resultante da amostra LIN-15-VL5. Fonte: próprio autor

Como mencionado na seção 2.1.2.3, processos de difusão contam com uma temperatura mínima de processo. Assim, a temperatura do processo tem um impacto importante sobre a qualidade e eficiência do processo de união. A temperatura do processo está correlacionada com energia de soldagem para a soldagem e a sua dissipação. É possível estimar a energia de soldagem usando a equação 4.2. Aqui  $E_{proz}$  é a energia de soldagem em Joule,  $M_{WS}$  é o torque médio durante os processo de soldagem em Nm,  $n$  a velocidade de rotação em  $\text{min}^{-1}$  e  $t_{proz}$  é o tempo total de processo em segundos..

$$E_{proz} = 2\pi * n * \bar{M}_{WS} * t_{proz} \quad (4.2)$$

A energia de soldagem durante os experimentos de validação são plotados na figura 4.12 com as respectivas máximas temperaturas de processo medidas.



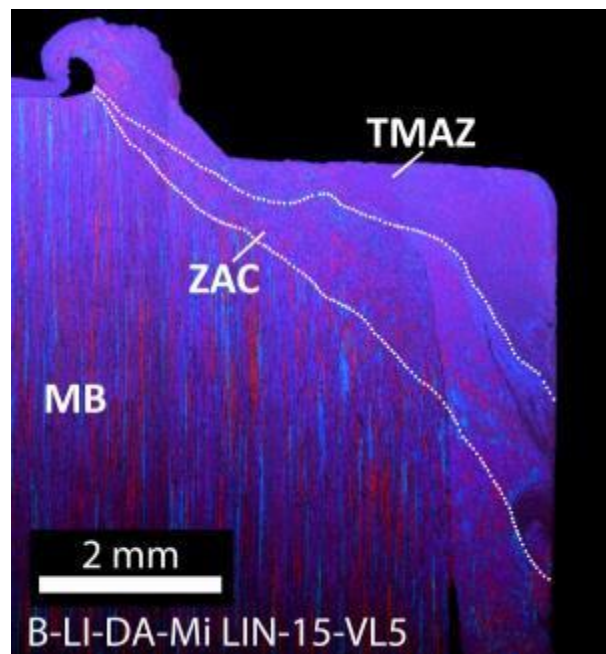
**Figura 4.12: Energia de soldagem comparada com as temperaturas máximas de processo para as seis amostras de validação do processo de HFDB para TCTE. Fonte: próprio autor**

Os resultados mostrados acima confirmaram as observações feitas durante os experimentos que os parâmetros que influenciam na energia de soldagem, ou seja, velocidade de rotação, tempo do processo e torque influenciam nas temperaturas atingidas durante o processo. O torque está intimamente relacionado com a força axial, pois com maiores forças axiais a fricção é maior criando um torque mais elevado. Comparando-se a energia de soldagem com as temperaturas máximas atingidas durante o processo é possível concluir com um maior consumo de energia, temperaturas mais elevadas sejam atingidas. É muito importante controlar o aporte térmico do processo para atingir boas propriedades mecânicas. Se a energia de soldagem é muito baixa, não há energia suficiente para que ocorra difusão impossibilitando que uma boa solda ocorra. Se a geração de calor é muito alta, a área adjacente à união -mais especificamente na zona do tubo- irá enfrentar elevados gradientes de temperaturas, o que acarretará em crescimento de grão e, subsequentemente, uma solda menos resistente.

#### **4.2.2 Microestrutura**

Para a caracterização microestrutural as amostras foram polidas, atacadas eletroliticamente e analisadas sob luz polarizada, conforme descrito na seção

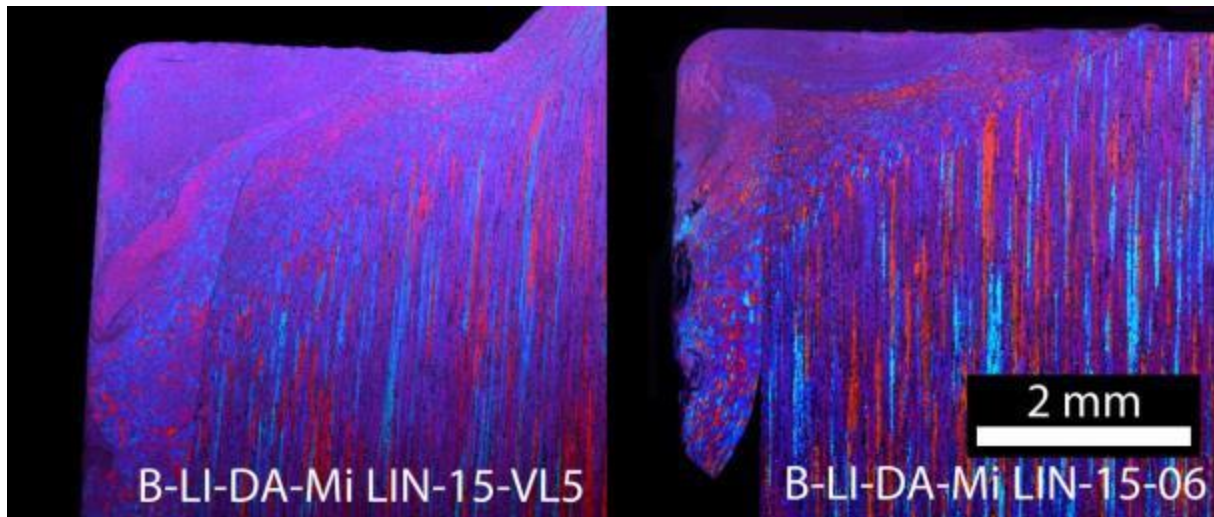
3.7.1.1. Inicialmente, os resultados das amostras de validação são discutidos neste capítulo. Diferentes amostras soldadas, as quais foram utilizadas combinações de parâmetros distintas aos envelopes de validação, também são discutidas para aprofundar ainda mais a discussão a respeito da influência dos parâmetros sobre o processo. A figura 4.13 apresenta um exemplo típico de uma microestrutura de uma solda HFDB para TCTE. A zona de solda pode ser dividida em três áreas principais. A ZTMA é caracterizada por grãos finos devido à recristalização dinâmica. Esta zona é seguida pela ZAC onde há uma transição de grãos finos equiaxiais para grãos ligeiramente alongados. Ao lado da ZAC, o material não afetado ou material base está localizado, onde não há mudanças microestruturais e os grãos estão em suas formas e tamanhos alongados, gerados durante o trabalho a frio.



**Figura 4.13: Metalografia da amostra LIN-15-VL5 mostrando as distintas regiões da microestrutura de uma amostra soldada pelo processo HFDB para união de tubos e flanges-tubo. Fonte: próprio autor**

Uma das principais vantagens dos processos de união em estado sólido é baixa energia requerida para o processo ocorrer. A pequena ZAC resultante pode ser vista na figura 4.13. Estende-se cerca de 3 a 5 mm abaixo da área de contato entre a área de fricção horizontal da ferramenta e a flanges-tubo/tubo. Além disso, a área ao lado, a área logo abaixo da rebarba formada durante o processo não é afetada pelo calor demonstrando que a dissipação de calor ocorre, principalmente, na direção da maior massa da amostra.

A figura 4.14 mostra uma comparação entre as zonas de solda de duas combinações diferentes de parâmetros de processo. Pode ser visto claramente, que o tamanho do ZTMA varia em função dos diferentes parâmetros de processo utilizados. Com uma maior energia de soldagem, como na amostra LIN-15-VL5, a ZTMA é maior. Como resultado, uma maior profundidade de soldagem e maior resistência à tração são atingidas, o que resulta em melhor desempenho mecânico da união.



**Figura 4.14: Comparação entre as regiões de soldas de duas amostras soldadas com envelope de parâmetros distintos. Fonte: próprio autor**

Em algumas das micrografias examinadas, pequenos defeitos foram observados na área de soldagem entre os flanges-tubo e tubos. Uma explicação para a formação destes defeitos é que, apesar de um procedimento de limpeza rigoroso ter sido aplicado, estes têm a sua origem a partir de impurezas, por exemplo, gordura no contato entre os flanges-tubo e tubos. Estas impurezas atuam como barreiras de difusão que, posteriormente, impedem uma união livre de defeitos entre as partes.

Para as medições do tamanho de grão foi utilizado o método descrito na seção 3.5. Tamanhos de grão na ZTMA, bem como na ZAC, foram medidos e comparados com o material base. O tamanho de grão médio medido para a amostra LIN-15-VL4, conforme figura 4.15, na ZTMA foi de 2,5  $\mu\text{m}$  e 5,2  $\mu\text{m}$  na ZAC. Estes resultados mostram notável refinamento do tamanho de grão na ZTMA. Os mecanismos de refinamento de grão observados durante o processo de HFDB contribuem para a alta resistência à tração.



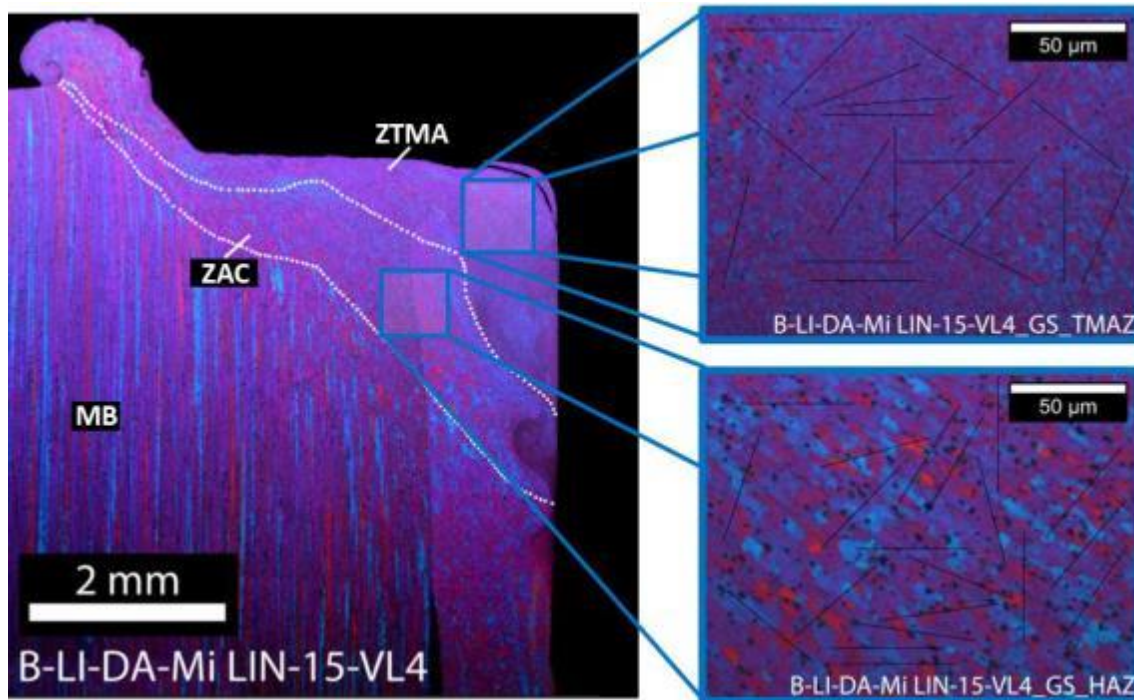


Figura 4.15: Medições dos tamanhos de grãos realizadas nas duas regiões distintas, ZAC e ZTMA, da amostra soldada LIN-15-VL4. Fonte: próprio autor

Em comparação com os estudos de ROOS (2010) e DETHLEFS et al. (2014) estas medições mostram resultados semelhantes. Pelos mesmos mecanismos de recristalização dinâmica existe um refinamento de grão evidente. Os resultados do DETHLEFS et al. (2014) relataram um tamanho de grão na ZTMA de 2.1 mm. Os resultados de tamanho de grão deste trabalho também estão de acordo com os resultados de HIRATA et al. (2007) e SATO et al. (2003), onde chapas de alumínio da liga AA 5083 foram soldadas através de FSW onde se conclui que recristalização dinâmica gerou uma estrutura de grãos refinados na zona de mistura.

#### 4.2.3 Mecanismos de união

ROOS (2010) realizou medições para determinar a profundidade da zona de união. Assume-se, que a profundidade da zona de união é igual à profundidade de difusão durante o processo. Portanto medições foram realizadas para avaliar a concentração de elementos específicos em toda a área de união usando EDX. ROOS (2010) relatou profundidades de difusão de 4 a 7 µm para unir Al 99,5 e AA 2024.

Para as medições de EDX, uma das amostras de validação foi utilizada. A figura 4.16 apresenta uma visão geral metalográfica das amostras, bem como a

linha medida. Como mostrado na tabela 3.7 as duas ligas variam significativamente em teor de magnésio. Consequentemente, as medições de EDX foram realizadas para detectar o teor de magnésio em toda a área de ligação.

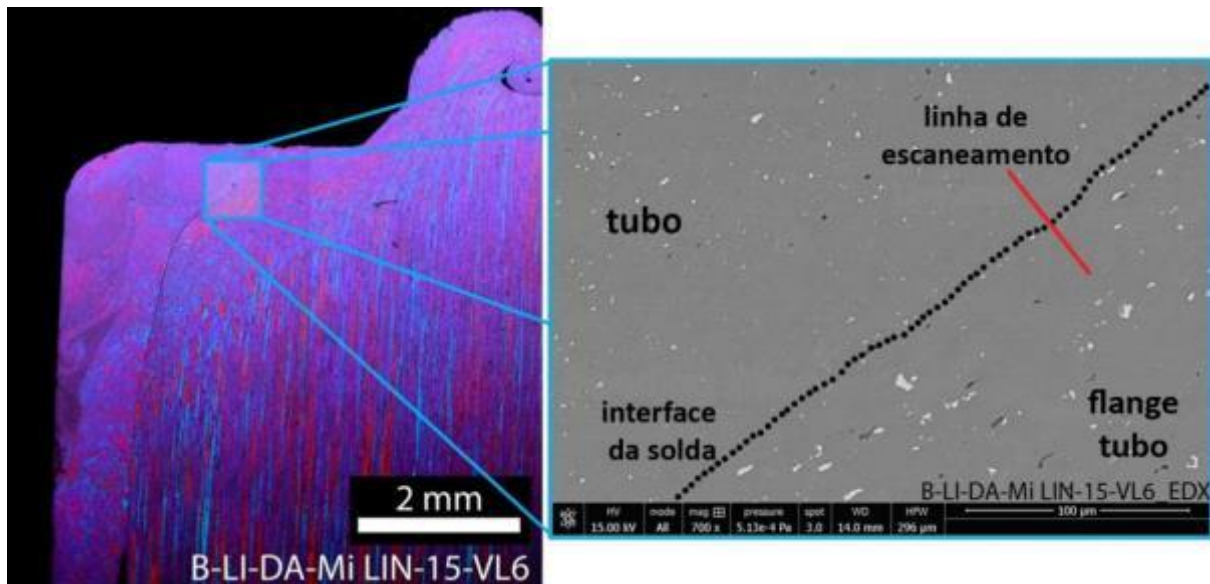
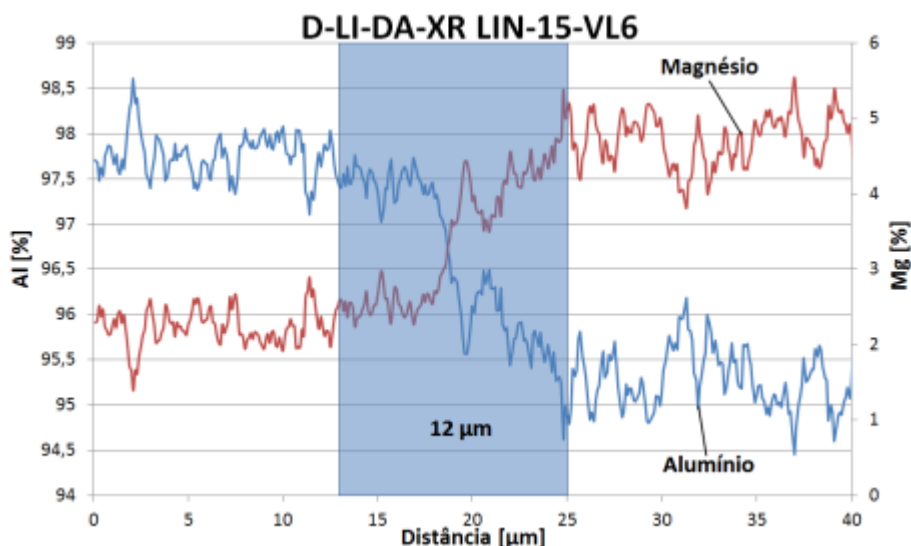


Figura 4.16: Metalografia da amostra LIN-15-VL6 e linha de escaneamento para a medição de migração de magnésio de uma liga para outra através de EDX. Fonte: próprio autor

A amostra LIN-15-VL6 foi analisada no microscópio eletrônico de varredura conforme a metodologia da Seção 3.7.1.2. A medição de EDX mostrou que a fronteira entre os materiais a serem unidos é relativamente constante e é claramente visível. Isso coincide com os resultados apresentados por ROOS (2010). A análise EDX mostra que os teores de Mg e Al variam com um gradiente constante em toda a área da união. A profundidade de difusão foi considerada a distância em que esta variação dos elementos medidos podia ser detectada. Como representado na figura 4.17, a profundidade de difusão é de 12  $\mu\text{m}$ . A variação de magnésio medida entre a zona de união indica que a difusão é o principal mecanismo de união durante o processo de HFDB para TCTE. Os resultados EDX estão em conformidade com os estudos de ROOS (2010).



**Figura 4.17: Teores de alumínio e magnésio na interface de união da amostra LIN-15-VL6 para a avaliação do comprimento de difusão do processo de HFBD para união de tubos e flanges-tubos. Fonte: próprio autor**

Utilizando a equação 2.1, a profundidade de difusão foi também calculada e esta estimativa comparada com a medição de EDX. A literatura não fornece coeficientes de difusão exatos do magnésio nas ligas de alumínio da série 5XXX. Além disso, os dados para ligas de alumínio são incoerentes de um autor para o outro. Para este trabalho, os valores de  $D_0$ , o coeficiente de difusão, e  $Q$ , a energia de ativação, foram retirados a partir do trabalho de HISAYUKI et al. (1999). Ele mostrou que para o intervalo de teor de magnésio que foi investigado, estes coeficientes não variam. Este pressuposto foi adotado para esta investigação. A tabela 4.5 mostra os valores do coeficiente de difusão e da energia de ativação encontrados na literatura.

**Tabela 4.5: Coeficientes para o cálculo da distância de difusão. [HISAYUKI et al. (1999)]**

| Coeficientes                                     | Valor                |
|--|----------------------|
| Constante de difusão pré-exponencial [ $m^2/s$ ] | $2.9 \times 10^{-5}$ |
| Energia de ativação [J/mol]                      | 123000               |

Para o cálculo da profundidade de difusão, a equação 4,3, uma equação do tipo Arrhenius, foi utilizada para determinar o coeficiente de interdifusão efetivo sob cada uma das temperaturas de processo, como mostrado na figura 4.18.

$$D = D_0 \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \quad (4.3)$$

Onde D= coeficiente de difusão [m<sup>2</sup>/s], D<sub>0</sub>= Constante de difusão pré-exponencial [m<sup>2</sup>/s], Q= Energia de ativação [J/mol], R= constante universal dos gases (8.31 J/mol –K) and T= temperatura [K].

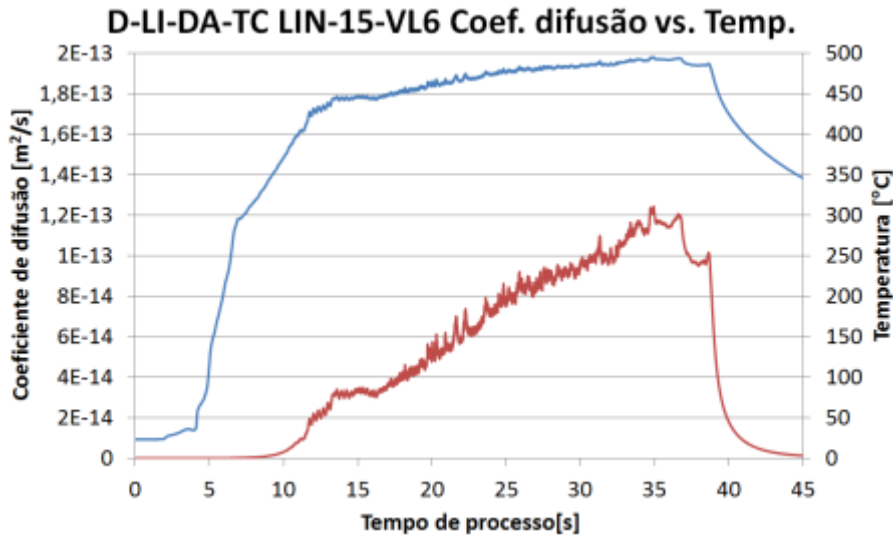


Figura 4.18: Coeficientes de difusão comparados com as temperaturas para cada instante do processo. Fonte: próprio autor

A Equação 2.1 foi, em seguida, integrada para cobrir todo o tempo de processo como mostrado na Equação 4.4.

$$X = \sqrt{\int_{t_0}^{t_f} D dt} \quad (4.4)$$

O cálculo mostra que cerca de 1.44 μm de profundidade de difusão do magnésio para o alumínio poderia ser esperado. As medições durante os experimentos EDX mostram um valor oito vezes maior de profundidade de difusão. Uma vez que o cálculo apenas serve como uma aproximação para a profundidade de difusão, isto é, em conformidade com os resultados experimentais com uma casa decimal. Também para este cálculo, a constante de C da equação 2.1 não foi encontrada na literatura e foi desconsiderada. Para cálculos mais precisos, D<sub>0</sub> bem como Q devem ser medidos para as ligas e condições experimentais investigadas.



## **5 MODELAGEM DO FLUXO TÉRMICO**

Os resultados e discussão apresentados nesta dissertação baseiam-se em experimentos realizados em laboratório com amostras de tamanho reduzido com um único furo de tubo e flange-tubo as quais foram fixadas em uma placa de castanhas. Para o processo de HFDB de união de flanges-tubo e tubos para aplicações industriais amostras em escala real devem ser testadas. Em um grande TCTE para o processamento de gás natural liquefeito (GNL), um flange-tubo contém centenas de tubos. Estes tubos são colocados geometricamente perto uns dos outros ao longo do flange-tubo, de modo que pode ser assumido que a propagação de calor em tais peças comporta-se diferentemente em relação as amostras com um único orifício. O entendimento do fluxo de calor é essencial para compreender o comportamento do flange-tubo do TCTE. Desta forma, um modelo de elementos finitos (FEM) foi desenvolvido para obter uma compreensão inicial do processo em escala real. Modelos em elementos finitos são uma boa alternativa para isso devido à economia de tempo e custo-benefício. Para este propósito, a modelagem será apresentada em primeiro lugar para as amostras em escala reduzida, com o objetivo de calibrar o modelo e testar diversas condições de contorno. Depois disso, a simulação de uma configuração composta por diversos furos será realizada para compreender o processo em escala real. Por fim, uma sequência de soldagem, para aplicações industriais é proposta. Para as simulações, o software de simulação em elementos finitos COMSOL Multiphysics Versão 4.3 foi utilizado.

### **5.1 Modelo**

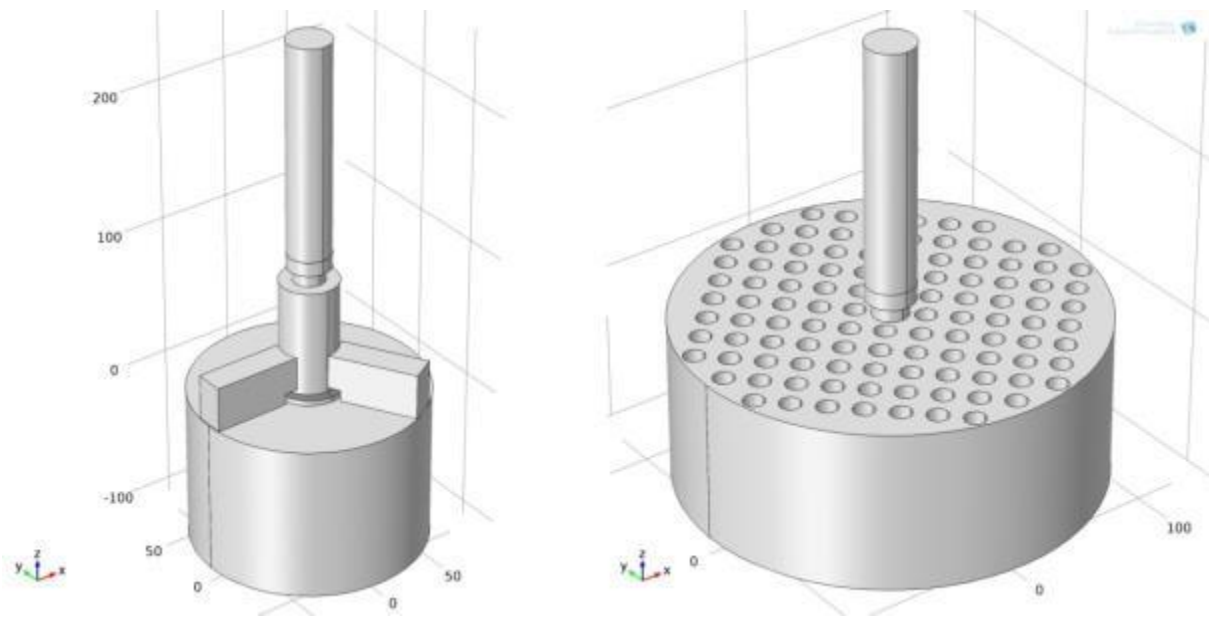
#### **5.1.1 Geometria**

A Figura 5.1 mostra esquematicamente as duas configurações estudadas de HFDB para TCTE, uma composta por uma amostra com um simples furo, e a outra denominada multi-furos. As partes foram modeladas e montadas em Solidworks e importadas para o software COMSOL Multiphysics.

As partes consistiam em:

- Amostra HFDB para TCTE;
- Ferramenta de HFDB para TCTE;
- Suporte para ferramenta de HFDB para TCTE;

- Placa de castanhas.



**Figura 5-1: Geometrias dos modelos térmicos do software COMSOL Multiphysics para a simulação da geração de calor e distribuição de temperaturas. (esquerda) modelo de furo simples, (direita) modelo com múltiplos furos. Fonte: próprio autor**

As geometrias das amostras foram simplificadas para facilitar a modelagem. A amostra com furo único foi projetada de uma maneira que o tubo e o flange-tubo foram considerados apenas uma peça. A área de fricção cônica da ferramenta foi concebida como um cilindro sem angulação para simular o contato completo entre a ferramenta e a amostra. A plastificação e deformação durante o processo não foram considerados neste modelo.

A amostra de furos múltiplos foi concebida como um cilindro com um raio de 200 mm e uma altura de 80 mm. No cilindro, 108 orifícios com espaçamento semelhante ao espaçamento utilizado nos flanges-tubo reais de TCTEs foram integrados.

### 5.1.2 Condições de contorno

Para todas as fronteiras internas entre as partes do modelo foi implementado um modelo de transferência de calor ideal. Em todas as outras superfícies um modelo de convecção foi aplicado. Para as superfícies estáticas um coeficiente de convecção de  $20 \text{ W/m}^2 \text{ K}$  e para as peças rotacionais um coeficiente de convecção de  $40 \text{ W/m}^2 \text{ K}$  foi considerado. Os limites do sistema que ligam o modelo com a máquina ou com a mesa de trabalho foram considerados sumidouros de calor.

Nesses sumidouros a temperatura foi sempre mantida a  $T_0 = 293,15$  K. A temperatura inicial do modelo foi considerada temperatura ambiente, ou seja,  $T_0 = 293,15$  K.

### 5.1.3 Fonte de calor

A entrada de calor a partir da ferramenta na peça de trabalho é feita através de atrito. As superfícies de atrito são a área de fricção horizontal e a área de fricção cônica. Partindo deste pressuposto, um modelo de fonte de calor a partir de atrito desenvolvido por SCHMIDT, H. B.; HATTEL, J. H. (2008) foi utilizado para realizar a análise. Uma melhor compreensão da modelagem pode ser estudada no capítulo 10 do livro LOHWASSER; CHEN (2009).

SCHMIDT, H. B.; HATTEL, J. H. (2008) adota a equação 5.1 para a geração total de calor quando atrito está envolvido:

$$q = (\delta\tau_{plastic} + (1 - \delta)\tau_{friction})\omega r \quad (5.1)$$

Os mecanismos de geração de calor são caracterizados por dissipação plástica e dissipação da fricção. Eles são relacionados pela variável adimensional  $\delta$  que indica a condição de contato, que pode ser aderência ou deslizamento. A tensão de cisalhamento do material,  $\tau_{plastic}$ , está relacionada com a condição de aderência total enquanto que a tensão de cisalhamento de atrito,  $\tau_{friction}$ , está relacionada com a condição de deslizamento puro. SCHMIDT, H. B.; HATTEL, J. H. (2008) propôs uma hipótese sobre o equilíbrio entre a tensão de cisalhamento plástica e de atrito, resultando na equação 5.2.

$$\tau_{friction} = \tau_{plastic} = \tau_{contact} \quad (5.2)$$

SCHMIDT, H. B.; HATTEL, J. H. (2008) apresentou um modelo de fonte de calor térmica pseudo-mecânica, onde a fonte de calor apenas depende da temperatura. A suposição seguinte é feita para este modelo resultando na equação 5.3.

$$q_{viscous} = q_{plastic} = \tau_{plastic}(T)\delta\omega r \quad (5.3)$$

A equação 5.3 requer um conjunto de dados os quais correlacionam a temperatura e a tensão de cisalhamento do material, ou seja,  $\tau(T)$  que podem ser convertidos a partir dos dados de tensão de escoamento como mostrado na equação 5.4.

$$\tau(T) = \frac{\sigma(T)}{\sqrt{3}} \quad (5.4)$$

O movimento de avanço da ferramenta não é simulado. Em primeiro lugar, a fonte de calor na área de fricção cônica da ferramenta é ativada. Após o tempo de avanço da ferramenta ser finalizado a área de fricção horizontal teoricamente toca o flange-tubo, ativando esta fonte de calor durante o tempo restante do processo.

#### 5.1.4 Contato

Uma condição assumida para o modelo COMSOL é um contato perfeito entre a ferramenta e a peça. Esta é uma simplificação, uma vez que nas experiências a área cônica da ferramenta não toca completamente a parte interior do tubo. Além disso, o movimento axial da ferramenta não é simulado no modelo, uma vez que é implementado ativando a fonte de calor.

#### 5.1.5 Materiais

Para todas as peças modeladas as propriedades foram retirados da Biblioteca de Materiais do COMSOL. Os seguintes materiais foram designados para cada componente.

- Placa de castanhas: aço AISI 4340, tratado termicamente;
- Ferramenta HFDB: UNS K11562, aço com propriedades similares ao aço HOTVAR;
- Suporte para ferramenta: Ti6Al4V;
- Peças de trabalho: Liga de alumínio AA 5083.

O material atribuído à peça de trabalho não é o mesmo que na realidade. A liga de alumínio AA 5049 não faz parte da Biblioteca do COMSOL e as suas propriedades não são descritas na literatura. Mas, assumiu-se que as propriedades físicas (propriedades térmicas, propriedades mecânicas, densidade, etc.) são semelhantes ao da liga de alumínio AA 5083.

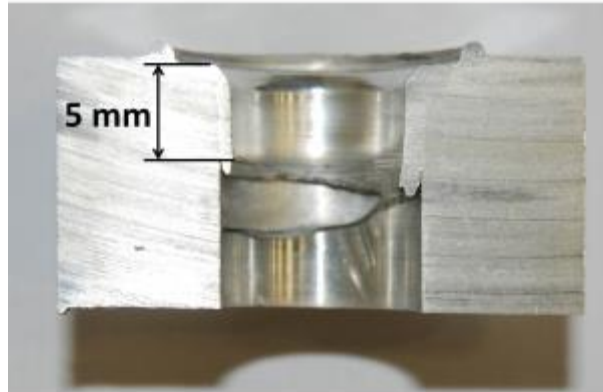
## 5.2 Calibração

Para a calibração do modelo, as curvas de temperatura das três amostras de validação foram usadas e comparados com o modelo para uma velocidade de rotação de 1600 rpm. No modelo, um ponto de medição foi inserido na mesma posição que os termopares nos experimentos. A tabela 5.1 mostra as temperaturas máximas do processo para cada amostra e também o seu desvio padrão. Conforme exposto na seção 4.2.1, a medição da temperatura pode possuir alguns desvios.

**Tabela 5.1: Temperaturas máximas alcançadas durante experimentos das três amostras de validação com o mesmo envelope de parâmetros.**

| <b>Amostra</b> | <b>Temperatura máxima<br/>[°C]</b> |
|----------------|------------------------------------|
| LIN-15-VL2     | 560                                |
| LIN-15-VL3     | 532                                |
| LIN-15-VL4     | 520                                |
| Média          | 538                                |
| Desvio padrão  | 17                                 |

Uma vez que a curva da temperatura da amostra de LIN-15 VL3 apresenta o valor mais próximo à média dos resultados, a curva de temperatura desta amostra foi usada para calibrar o modelo. Para o modelo, utilizou-se uma velocidade de rotação de 1600 rpm, correspondendo a uma velocidade angular de  $\omega = 2\pi(1600/60) \text{ s}^{-1}$ . Assumiu-se que a área de fricção horizontal toca a amostra após 3 segundos. Desta forma, a fonte de calor de atrito da área horizontal é ativada após 3 segundos. O tempo total do processo foi de 35 segundos. A fonte de calor da área de fricção cônica foi reduzida para estar mais próximo da realidade. Como mostrado na figura 5.2, apenas cerca de 5 mm da área de fricção cônica da ferramenta tocam a parte interior do tubo durante o processo. Assim, a parte superior de 5 mm da área cônica da ferramenta foi considerada como fonte de calor no modelo. O *solver* escolhido foi dependente do tempo, com um tempo total de 40 segundos, com incrementos de 0,25 segundos.



**Figura 5-2: Seção transversal fraturada de uma das amostras mostrando a área efetiva de fricção entre ferramenta e tubo. Fonte: próprio autor**

Os perfis de temperatura da simulação mostraram resultados próximos às aquisições de temperatura durante os experimentos. Existe uma diferença evidente na fase de avanço da ferramenta, onde a curva de simulação tem um aclave mais acentuado em relação aos experimentos. Isso pode ser explicado devido à suposição de condições de contato ideal entre a ferramenta e a peça. Como representado na figura 5.3, quando a fonte de calor da área de fricção horizontal é ativada após três segundos há um aumento repentino da temperatura. Este comportamento é esperado uma vez que a área da superfície de fricção horizontal é quase duas vezes maior do que a área de fricção cônica. Após este aumento súbito, a curva estabiliza devido ao fato de que para altas temperaturas, a resistência à cisalhamento é menor gerando menos calor. Este comportamento está em conformidade com os dados experimentais. Para temperaturas mais elevadas, o material adjacente à ferramenta está totalmente plastificado e, conseqüentemente, o atrito entre a amostra e ferramenta é menor.

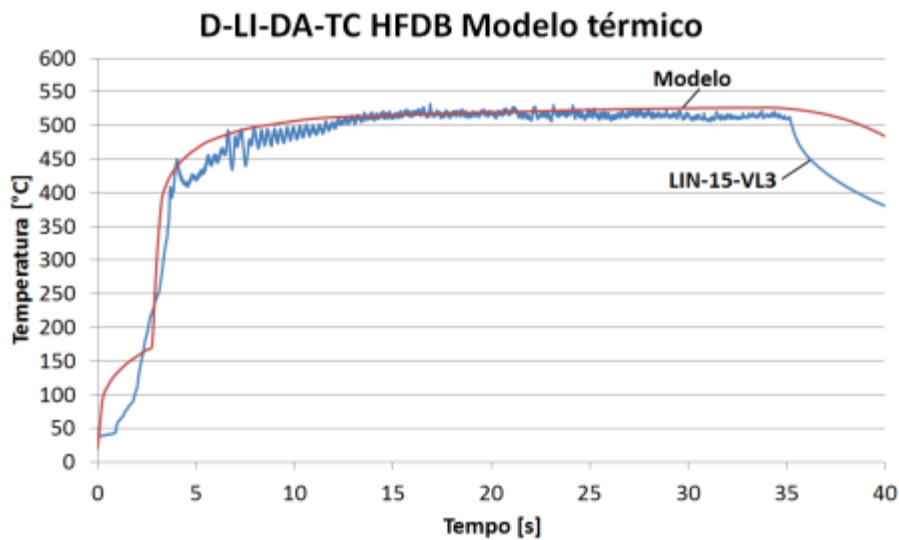


Figura 5-3: Calibração do modelo térmico para o processo de HFDB para TCTE. Fonte: próprio autor

### 5.3 Modelo de único furo

A figura 5.4a mostra uma visão geral do modelo, enquanto que a figura 5.4b mostra uma vista em corte da zona de união apresentando os gradientes de temperatura resultantes.

A figura 5.4a representa a distribuição de temperatura sobre a superfície do modelo. É possível ver que a temperatura é mais elevada em torno da fonte de calor e apenas marginalmente pode afetar o sistema de fixação assim como o suporte de ferramenta. Isto não é completamente consistente com as observações durante os experimentos, visto que, em particular, a placa de castanhas apresentou um aumento considerável da temperatura.

A figura 5.4b mostra a distribuição de temperatura próximo da fonte de calor no instante de 35 segundos. As temperaturas mais altas prevalecem como esperado, mais especificamente, na área de transição entre a área de fricção horizontal e a área de fricção cônica. A grande influência da área de fricção horizontal é evidente, uma vez que só a região próxima a esta manteve temperaturas muito elevadas. Além disso, é possível concluir que a geração de calor está concentrada localmente.

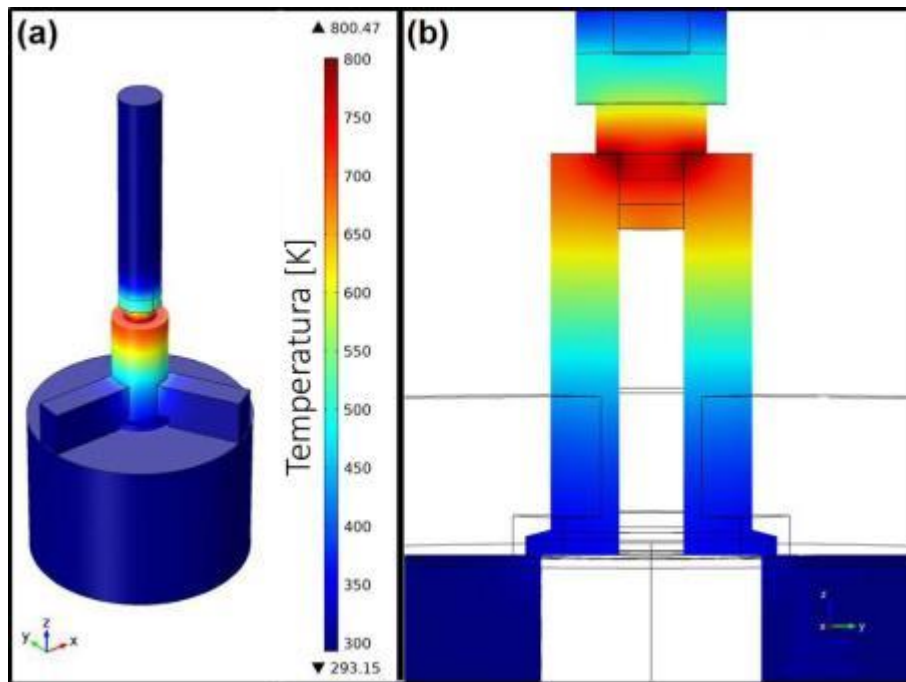


Figura 5-4: Modelo térmico do processo de HFDB para TCTE de uma amostra de único furo no instante de tempo de 65 segundos. (a) Isométrica e (b) Seção transversal do modelo. Fonte: próprio autor

#### 5.4 Modelo com múltiplos furos

A figura 5.5 mostra o modelo simulado do flange-tubo com múltiplos furos. O modelo multi-furos foi simulado e as curvas de temperatura resultantes foram comparadas com os resultados obtidos com o modelo de único furo. A figura 5.5 mostra temperaturas de superfície semelhantes ao modelo de único furo e o calor também foi gerado de forma localizada.



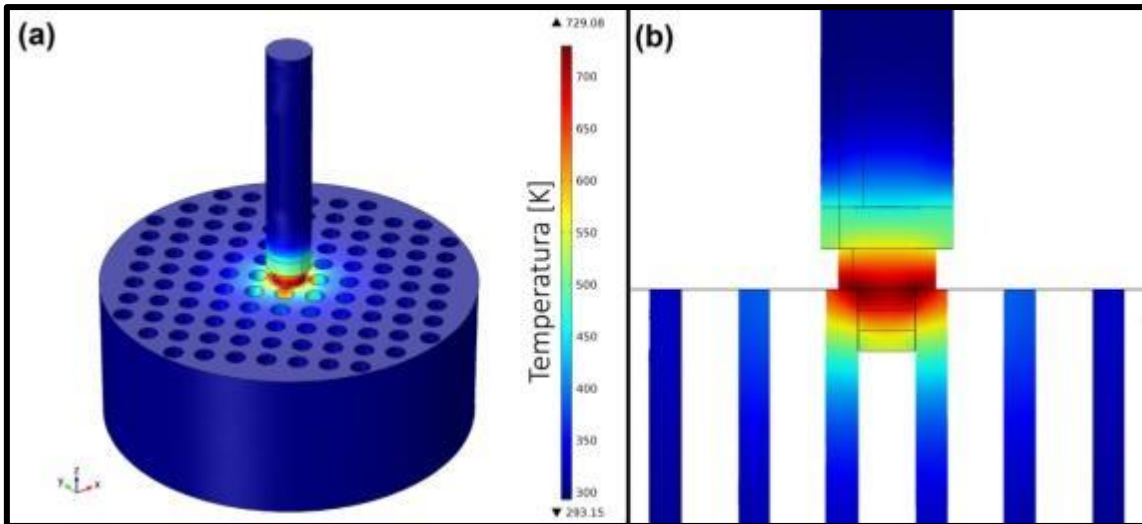


Figura 5-5: Modelo térmico do processo de HFDB para TCTE de uma amostra de múltiplos furos no instante de tempo de 65 segundos. (a) Isométrica e (b) Seção transversal do modelo. Fonte: próprio autor

A distribuição de temperatura na zona de soldagem, figura 5.6, é coerente em ambos os casos. No entanto, devido ao flange-tubo com múltiplos furos ser menos espesso em comparação com a amostra de furo único, o fluxo de calor tende a ser distribuído mais verticalmente. Além disso, devido à estrutura de paredes mais finas, a dissipação de calor por convecção tem uma maior influência sobre as amostras de múltiplos furos. A temperatura máxima atingida para uma determinada combinação de parâmetros de processo é, portanto, um pouco menor no modelo de múltiplos furos em comparação com o modelo de furo único.

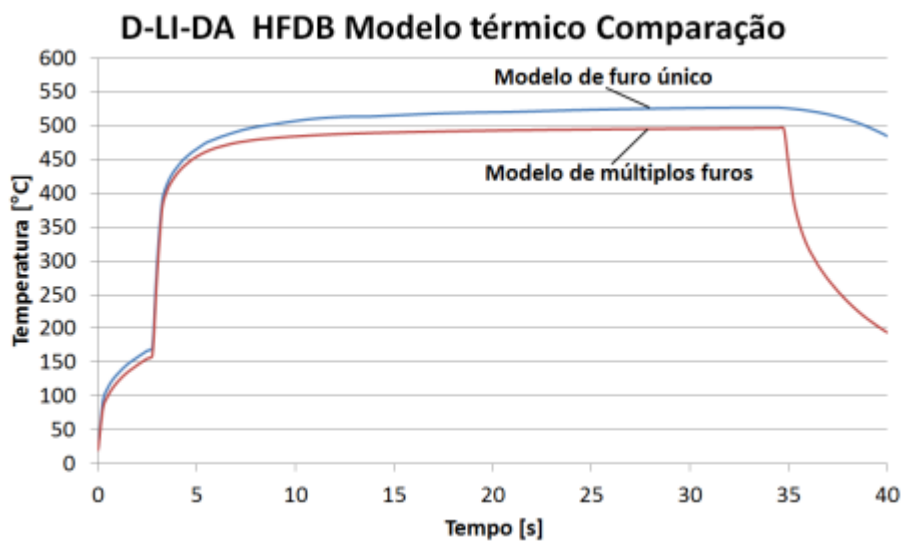
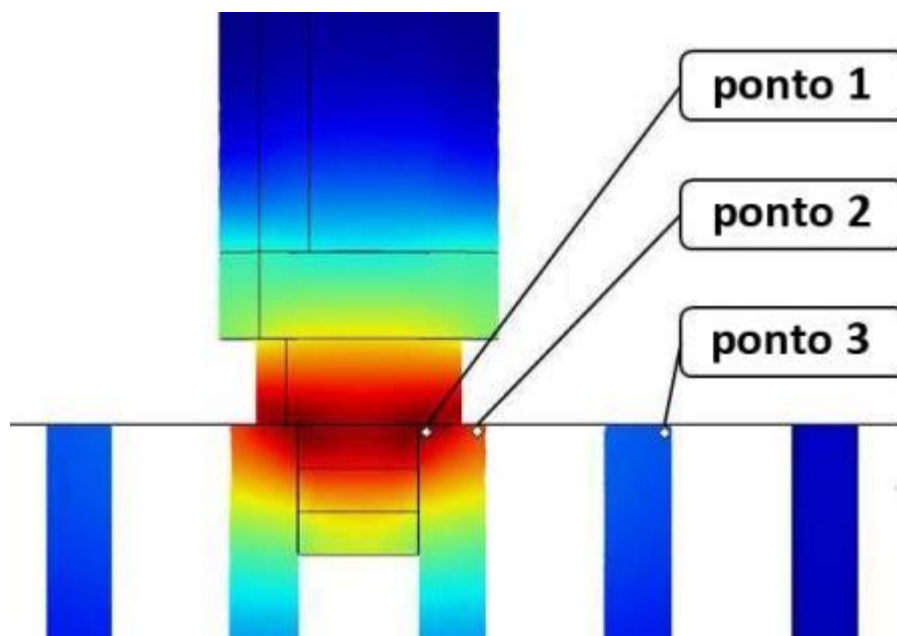


Figura 5-6: Comparação entre as temperaturas simuladas do modelo de único furo e múltiplos furos. Fonte: próprio autor

Com base nos resultados desta simulação se pode presumir que, para os parâmetros do processo investigados não há diferenças significativas na geração de calor e dissipação entre as amostras de único e múltiplos furos.

## 5.5 Sequência de soldagem

Um dos objetivos da modelagem conduzida neste trabalho é ser capaz de sugerir uma sequência de soldagem para aplicações industriais. Portanto, um critério deve ser escolhido para definir quais soldas serão as próximas e qual as suas ordens. Um critério de seleção com base na temperatura foi escolhido. Considerou-se que, se não existirem alterações microestruturais induzidas por temperatura nas redondezas de um furo específico, uma solda pode ser realizada. O primeiro processo de alteração microestrutural é considerado a recuperação, seguido por recristalização. ZHANG, K.-F.; YAN (2009) apontaram que para a liga de alumínio AA 5083 o processo de recuperação é iniciado a uma temperatura de 150°C e para a recristalização a temperatura de 200°C. Desta forma, uma temperatura de 150°C foi escolhida para ser o limite para tornar um furo elegível de soldagem. Diferentes pontos foram analisados no modelo com múltiplos furos. A figura 5.7 mostra os pontos avaliados.



**Figura 5-7: Pontos avaliados no modelo térmico de HFDB para sugerir furos elegíveis de serem soldados logo após a finalização de uma solda. Fonte: próprio autor**

A figura 5.8 mostra os pontos e as respectivas temperaturas para cada medição. Uma vez que o movimento de avanço e de recuo da ferramenta não é simulado, desvios nos resultados do resfriamento podem ocorrer.

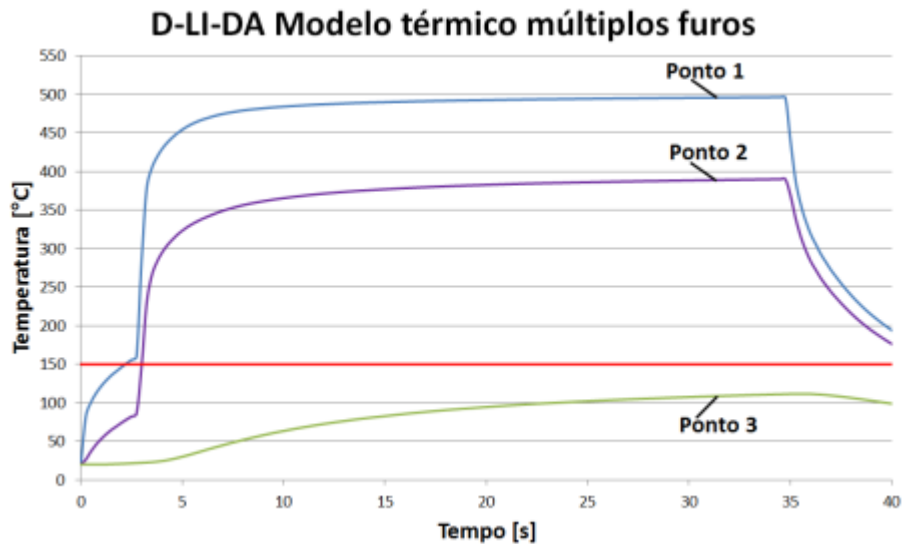


Figura 5-8: Pontos avaliados no modelo de múltiplos furos para identificar qual dos furos virtualmente não apresenta modificações microestruturais. Fonte: próprio autor

A Figura 5.8 mostra que a temperatura máxima atingida durante a simulação no ponto 3 foi abaixo do limite de temperatura tornando este furo elegível de soldagem logo após o processo no outro tubo estar concluído. Além disso, é possível verificar que depois de 7 segundos, o furo ao lado da soldagem já está resfriado a uma temperatura abaixo de 150°C.

Análises mais aprofundadas, em estreita cooperação com o parceiro industrial devem ser realizadas para definir qual abordagem deve ser escolhida para a sequência de soldagem de amostras com múltiplos furos. Por exemplo, as condições de contorno no ambiente industrial (coeficientes de convecção, a temperatura ambiente, etc.) podem variar.

## 6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Um total de 41 experimentos foram realizados no processo de HFDB para união de tubos e flanges-tubo para a produção de trocadores de calor em tubo espiral. Os principais objetivos deste trabalho foram o desenvolvimento dos parâmetros para um processo de fabricação robusto e reproduzível, tornando o processo atrativo para aplicação industrial. Além disso, devido ao fato dos mecanismos de união do processo de HFDB ainda não estarem completamente compreendidos, investigações sobre as temperaturas do processo, microestrutura e as propriedades mecânicas foram realizadas.

Os estudos foram divididos principalmente em três estágios, sendo o primeiro denominado testes preliminares. Eles foram baseados nos trabalhos de ROOS (2010) e DETHLEFS et al. (2014) visando a definição de estratégias de solda e uma melhor compreensão do comportamento do equipamento em geral. Durante esta etapa um problema recorrente foi adesão de alumínio nas superfícies de atrito da ferramenta. Para experimentos futuros, é possível avaliar a utilização de ferramentas com revestimento a fim de diminuir a rugosidade das superfícies de atrito.

Como segunda etapa, um *projeto* de experimentos fatorial completo  $2^3$  foi proposto com o objetivo de definir uma janela de parâmetro preliminar para futuras investigações. O fatorial completo  $2^3$  foi reduzido a um projeto  $2^2$ , pois algumas amostras não seriam capazes de fazer parte da análise estatística. Como estágio final do desenvolvimento de parâmetros de processo uma análise de segunda ordem foi executada. O projeto de experimentos escolhidos para isto foi um Box-Behnken DoE.

Os resultados mostrados nesta dissertação certamente confirmam a viabilidade e robustez do processo para aplicação industrial quando comparado com os métodos de união convencionais para estas ligas. Estudos posteriores em relação à vida em fadiga devem ser realizados como passo seguinte visando a aplicação industrial. Estes estudos serão capazes de reavaliar o critério de profundidade de soldagem e descobrir se este é conservador ou não.

## 7 CONCLUSÕES

Após a soldagem e caracterização das amostras de HFDB para TCTE chegou-se as seguintes conclusões:

- Os melhores resultados foram obtidos para os parâmetros de velocidade de rotação de  $1500 \text{ min}^{-1}$ , força axial de 3 kN e tempo de processo de 30 segundos, utilizando a ferramenta com 22 mm de diâmetro da área de fricção horizontal e  $2^\circ$  de ângulo da área de fricção cônica. Este conjunto de parâmetros atingiu uma média de 95% de limite de resistência quando comparado ao material base.
- Todas as amostras estavam livres de vazamentos. O critério mais importante para este trabalho, estanqueidade das uniões, foi atingido e não está relacionada com os parâmetros escolhidos para os experimentos.
- 23 de 26 amostras alcançaram a meta de resistência de 80% do limite de resistência do material base mostrando a robustez e confiabilidade do processo.
- Velocidade de rotação e força axial são os principais parâmetros para o controle do processo.
- Adesão de alumínio sobre as superfícies de atrito da ferramenta é um fenômeno que dificulta a soldagem com a mesma ferramenta subsequentemente. A taxa de entrada de energia deve ser controlada para evitar este problema.
- Um alinhamento concêntrico adequado entre a ferramenta e a peça é mandatório.
- A força axial representa uma influência de quase 63% na resposta analisado – limite de resistência - seguido de velocidade de rotação, com quase 23%.
- Forças axiais mais elevadas são benéficas para a resistência do conjunto. Isto pode ser explicado pois com forças axiais mais elevadas, taxas de deformação mais elevadas são aplicadas na área de união, o que facilita a ocorrência de recristalização dinâmica.
- Tempo de soldagem não representa uma influência no processo para a janela de parâmetros estudada.

- As medições de profundidade de soldagem apresentaram valores inconsistentes durante todos os experimentos. Concluiu-se que este critério não é reproduzível, porém os resultados em relação à resistência à tração foram muito bons. Novos estudos devem ser realizados para avaliar o valor de 1 mm de profundidade de soldagem. Este critério industrial foi baseado nos métodos convencionais aplicados no ambiente industrial e parece ser conservador para os processos de soldagem em estado sólido.
- As medições de temperatura foram realizadas para todos os experimentos e estão intimamente relacionados com os parâmetros escolhidos para cada experimento. A curva característica é dividida principalmente em quatro fases e atinge temperaturas máximas entre 460°C a 560°C.
- A energia de soldagem é diretamente proporcional com as temperaturas máximas atingidas durante os experimentos.
- A ZTMA é caracterizada por um grão refinado de cerca de 2  $\mu\text{m}$ , com forma equiaxial. Supõe-se que recristalização dinâmica acontece nesta região, devido aos campos de temperaturas e taxas de deformação impostos durante o processo.
- A medição em EDX mostrou que o magnésio - o elemento de liga mais elevado - migrou de uma liga de Al para a outra, mostrando que difusão acontece e que este é um dos mecanismos para alcançar soldas de boa qualidade. Uma extensão de difusão de cerca de 12  $\mu\text{m}$  foi relatado para a amostra avaliada.
- O modelo de elementos finitos (FEM) proposto para simular os campos de temperatura enfrentados durante o processo mostrou que este está muito próximo dos experimentos reais e pode aproximar o flange-tubo composto por centenas de furos.

## 8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AGARWAL, S.; KRAJEWSKI, P. E.; BRIANT, C. L. Texture development and dynamic recrystallization in AA5083 during superplastic forming at various strain rates. **Advances in Superplasticity and Superplastic Forming (Editado por Taleff EM, Friedman PA, Krajewski PE, Mishra RS y Schroth JG), TMS**, p. 95-107, 2004.

AWS. **Welding Handbook**. 7. American Welding Society, 1978.

BORRISUTTHEKUL, R. et al. Suppression of intermetallic reaction layer formation by controlling heat flow in dissimilar joining of steel and aluminum alloy. **Materials Science and Engineering: A**, v. 467, n. 1, p. 108-113, 2007.

BOX, G. E.; BEHNKEN, D. W. Some new three level designs for the study of quantitative variables. **Technometrics**, v. 2, n. 4, p. 455-475, 1960.

CHANDLER, H. **Heat Treater's Guide: Practices and Procedures for Nonferrous Alloys**. ASM International, 1996. ISBN 9780871705655.

CHEN, Z.; PASANG, T.; QI, Y. Shear flow and formation of Nugget zone during friction stir welding of aluminium alloy 5083-O. **Materials Science and Engineering: A**, v. 474, n. 1, p. 312-316, 2008.

DAVIS, J. R.; ASSOCIATES, J. R. D.; COMMITTEE, A. S. M. I. H. **Aluminum and Aluminum Alloys**. ASM International, 2007. ISBN 9780871704962.

DEBROY, T.; BHADSHIA, H. Friction stir welding of dissimilar alloys—a perspective. **Science and Technology of Welding & Joining**, v. 15, n. 4, p. 266-270, 2010.

DETHLEFS, A. et al. Hybrid friction diffusion bonding of aluminium tube-to-tube-sheet connections in coil-wound heat exchangers. **Materials & Design**, v. 60, p. 7-12, 2014.

DU TOIT, M.; MUTOMBO, K. Reduction in Fatigue Strength of Arc Welded Aluminium 5083-H111 on Immersion in NaCl. **Advanced Materials Research**, v. 891, p. 1469-1475, 2014.

DUDZIK, K. Mechanical properties of 5083, 5059 and 7020 aluminium alloys and their joints welded by MIG. **Journal of KONES**, v. 18, p. 73-77, 2011.

ESAB. Friction Stir Welding - Technical Handbook. 2015. Disponível em: <<http://www.esab.com/automation/en/process/fsw/>>. Acesso em: 20 de abril de 2015.

FERREIRA, S. C. et al. Box-Behnken design: an alternative for the optimization of analytical methods. **Analytica chimica acta**, v. 597, n. 2, p. 179-186, 2007.

FONDA, R. et al. Material flow in friction stir welds. **Metallurgical and Materials Transactions A**, v. 44, n. 1, p. 337-344, 2013.

GIULIANO, G. **Superplastic forming of advanced metallic materials: Methods and applications**. Elsevier, 2011. ISBN 0857092774.

GKSS; DOS SANTOS, J.; ROOS, A. **Verfahren und Vorrichtung zum Herstellen einer Schweißverbindung zwischen den Oberflächen zweier flächiger Werkstücke**. Deutsches Patent- und Markenamt. MARKENNAMT, D. P.-U. Alemanha. DE102005045954.4 2007.

GKSS et al. **Verfahren zum Verbinden von Rohrboden und Rohren im Rohrbündel-Wärmeübertrager**. Deutsches Patent- und Markenamt. Alemanha. DE102007063075.3 2009.

GUNGOR, B. et al. Mechanical, fatigue and microstructural properties of friction stir welded 5083-H111 and 6082-T651 aluminum alloys. **Materials & Design**, v. 56, p. 84-90, 2014.

HAN, W.; ZHANG, K.; WANG, G. Superplastic forming and diffusion bonding for honeycomb structure of Ti-6Al-4V alloy. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 183, n. 2-3, p. 450-454, 3/23/ 2007.

HINES, W. W.; MONTGOMERY, D. C.; BORROR, D. M. G. C. M. **PROBABILITY AND STATISTICS IN ENGINEERING**. 2. Wiley India Pvt. Limited, 1978. ISBN 9788126516469.

HIRATA, T. et al. Influence of friction stir welding parameters on grain size and formability in 5083 aluminum alloy. **Materials Science and Engineering: A**, v. 456, n. 1, p. 344-349, 2007.

HISAYUKI, K. et al. Diffusion of magnesium in commercial Al-Mg alloy under high pressure. **Zeitschrift für Metallkunde**, v. 90, n. 6, p. 423-426, 1999.



IGU, I. G. U.-. World LNG Report - 2014 Edition 2014. Disponível em: < [http://www.igu.org/sites/default/files/node-page-field\\_file/IGU%20-%20World%20LNG%20Report%20-%202014%20Edition.pdf](http://www.igu.org/sites/default/files/node-page-field_file/IGU%20-%20World%20LNG%20Report%20-%202014%20Edition.pdf) >. Acesso em: 20 de abril de 2015.

INC., A. P. A. C. LNG industry: A supplement to Hydrocarbon Engineering - An ever evolving technology. 2008. Disponível em: < <http://www.airproducts.com/~media/downloads/article/L/en-Ing-industry-an-ever-evolving-industry-article.pdf?industryItem=industries&subIndustryItem=Energy&segment=LNG&applicationChildItem=Ing-applications&productLevel3=MCR-Cryogenic-Heat-Exchangers> >. Acesso em: 20 de abril de 2015.

IWASAKI, H. et al. Quantitative assessment of superplastic deformation behavior in a commercial 5083 alloy. **Materials Science and Engineering: A**, v. 252, n. 2, p. 199-202, 1998.

KAUFMAN, J. G. **Properties of Aluminum Alloys: Tensile, Creep, and Fatigue Data at High and Low Temperatures**. ASM International, 1999. ISBN 9780871706324.

KAZAKOV, N. F. **Diffusion bonding of materials**. Elsevier, 2013. ISBN 1483150550.

KHURI, A.; KIM, H. J.; UM, Y. Quantile plots of the prediction variance for response surface designs. **Computational statistics & data analysis**, v. 22, n. 4, p. 395-407, 1996.

KITAZONO, K. et al. Solid-state diffusion bonding of closed-cell aluminum foams. **Materials Science and Engineering: A**, v. 327, n. 2, p. 128-132, 2002.

KUMAR, R.; SINGH, K.; PANDEY, S. Process forces and heat input as function of process parameters in AA5083 friction stir welds. **Transactions of Nonferrous Metals Society of China**, v. 22, n. 2, p. 288-298, 2012.

LINDE. Coil-Wound Heat Exchangers. 2015. Disponível em: < [http://www.linde-engineering.com/internet.global.lindeengineering.global/en/images/P\\_3\\_1\\_e\\_12\\_150\\_dpi19\\_5793.pdf](http://www.linde-engineering.com/internet.global.lindeengineering.global/en/images/P_3_1_e_12_150_dpi19_5793.pdf) >. Acesso em: 20 de abril de 2015.

LIU, Y. et al. Microstructure and mechanical properties of aluminum 5083 weldments by gas tungsten arc and gas metal arc welding. **Materials Science and Engineering: A**, v. 549, p. 7-13, 2012.

LOHWASSER, D.; CHEN, Z. **Friction stir welding: From basics to applications**. Elsevier, 2009. ISBN 1845697715.

MAALEKIAN, M. Friction welding—critical assessment of literature. **Science and Technology of Welding & Joining**, v. 12, n. 8, p. 738-759, 2007.

MÄÄTTÄ, A.; VUORISTO, P.; MÄNTYLÄ, T. Friction and adhesion of stainless steel strip against tool steels in unlubricated sliding with high contact load. **Tribology International**, v. 34, n. 11, p. 779-786, 2001.

MANOHAR, M. et al. Application of Box Behnken design to optimize the parameters for turning Inconel 718 using coated carbide tools. **International Journal of Scientific & Engineering Research**, v. 4, n. 4, p. 620-642, 2013.

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

MIN-SU, H. et al. Optimum condition by mechanical characteristic evaluation in friction stir welding for 5083-O Al alloy. **Transactions of Nonferrous Metals Society of China**, v. 19, p. s17-s22, 2009.

MISHRA, R. S.; MAHONEY, M. W. **Friction Stir Welding and Processing**. ASM International, 2007. ISBN 9781615030972.

MONTGOMERY, D. C. **Design and Analysis of Experiments**. 3. John Wiley & Sons, 1991. ISBN 9780470128664.

MUTOMBO, K.; DU TOIT, M. Mechanical properties of 5083 aluminium welds after manual and automatic pulsed gas metal arc welding using E5356 filler. In: *Materials Science Forum*. 2010, Trans Tech Publ. p.2560-2563.

MYERS, R. H.; MONTGOMERY, D. C.; ANDERSON-COOK, C. M. **Response Surface Methodology: Process and Product Optimization Using Designed Experiments**. 3. Wiley, 2011. ISBN 9781118210475.

NANDAN, R.; DEBROY, T.; BHADESHIA, H. Recent advances in friction-stir welding—process, weldment structure and properties. **Progress in Materials Science**, v. 53, n. 6, p. 980-1023, 2008.

NORMUNG, D. I. F. **DIN EN 1593:1999-11: Non-destructive testing - Leak testing - Bubble emission techniques**: DIN: 9 p. 1999.

PAIK, J. K. Mechanical properties of friction stir welded aluminum alloys 5083 and 5383. **International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering**, v. 1, n. 1, p. 39-49, 2009.

PARK, J.-C.; KIM, S.-J. Optimization of friction stir welding with the various welding parameters for Al-Mg alloys. **Rare Metals**, v. 30, n. 1, p. 628-632, 2011/03/01 2011.

PEASURA, P. Experiment Design with Full Factorial in Gas Tungsten Arc Welding Parameters on Aluminium Alloy 5083. **Advanced Materials Research**, v. 711, p. 183-187, 2013.

PEASURA, P.; WATANAPA, A. Influence of Shielding Gas on Aluminum Alloy 5083 in Gas Tungsten Arc Welding. **Procedia Engineering**, v. 29, p. 2465-2469, 2012.

PELCASTRE, L.; HARDELL, J.; PRAKASH, B. Galling mechanisms during interaction of tool steel and Al–Si coated ultra-high strength steel at elevated temperature. **Tribology International**, v. 67, p. 263-271, 2013.

PILLING, J. The kinetics of isostatic diffusion bonding in superplastic materials. **Materials Science and Engineering**, v. 100, p. 137-144, 1988.

RAI, R. et al. Review: friction stir welding tools. **Science and technology of welding and joining**, v. 16, n. 4, p. 325-342, 2011.

RAO, D. et al. Asymmetric mechanical properties and tensile behaviour prediction of aluminium alloy 5083 friction stir welding joints. **Materials Science and Engineering: A**, v. 565, p. 44-50, 2013.

REYNOLDS, A. Flow visualization and simulation in FSW. **Scripta materialia**, v. 58, n. 5, p. 338-342, 2008.

ROOS, A. **Grundlegende Untersuchung über ein neues Schweißverfahren namens HFDB (Hybrid Friction Diffusion Bonding)**. f. (PhD) -, Technischen Universität Ilmenau 2010.

ROSALES, M. et al. The backing bar role in heat transfer on aluminium alloys friction stir welding. In: Materials Science Forum. 2010, Trans Tech Publ. p.459-464.

SÁNCHEZ-AMAYA, J. et al. Laser welding of aluminium alloys 5083 and 6082 under conduction regime. **Applied Surface Science**, v. 255, n. 23, p. 9512-9521, 2009.

SANDERS, D.; RAMULU, M.; EDWARDS, P. Superplastic forming of friction stir welds in Titanium alloy 6Al-4V: preliminary results. **Materialwissenschaft und Werkstofftechnik**, v. 39, n. 4-5, p. 353-357, 2008.

SATO, Y. S.; PARK, S. H. C.; KOKAWA, H. Microstructural factors governing hardness in friction-stir welds of solid-solution-hardened Al alloys. **Metallurgical and Materials Transactions A**, v. 32, n. 12, p. 3033-3042, 2001.

SATO, Y. S. et al. Hall–Petch relationship in friction stir welds of equal channel angular-pressed aluminium alloys. **Materials Science and Engineering: A**, v. 354, n. 1, p. 298-305, 2003.

SCHEMPP, P. et al. Influence of grain size on mechanical properties of aluminium GTA weld metal. **Welding in the World**, v. 57, n. 3, p. 293-304, 2013.

SCHLÜNDER, E. U. **Heat exchanger design handbook**. Hemisphere Pub. Corp., 1983. ISBN 9780891161257.

SCHMIDT, H.; HATTEL, J. H. Thermal and material flow modelling of friction stir welding using Comsol. In: Proceedings of the COMSOL Conference 2008 Hannover. 2008.

SCHMIDT, H. B.; HATTEL, J. H. Thermal modelling of friction stir welding. **Scripta Materialia**, v. 58, n. 5, p. 332-337, 2008.

SIRE, S.; MARYA, S. On the Development of a New Flux Bounded TIG Process (FBTIG) to Enhance Weld Penetrations in Aluminium 5086. **International Journal of Forming Processes**, v. 5, n. 1, p. 39 - 52, 2002.

SUBBAIAH, K. et al. Effect of Welding Speed on CO2 Laser Beam Welded Aluminum-Magnesium Alloy 5083 in H321 Condition. **Advanced Materials Research**, v. 685, p. 259-263, 2013.

SUBBAIAH, K. et al. Comparison of Tungsten Inert Gas and Friction Stir Welding of AA 5083-H321 Aluminum Alloy Plates. In: 9th International Conference on Trends in Welding Research. 2012, Asm.

TABAN, E.; KALUC, E. Microstructural and mechanical properties of double-sided MIG, TIG and friction stir welded 5083-H321 aluminium alloy. **METALLIC MATERIALS**, v. 44, n. 1, p. 24, 2006.

TOTTEN, G. E.; MACKENZIE, D. S. **Handbook of Aluminum: Vol. 1: Physical Metallurgy and Processes**. CRC Press, 2003. ISBN 0203912594.

TOTTEN, G. E.; MACKENZIE, D. S. **Handbook of Aluminum: Vol. 2: Alloy Production and Materials Manufacturing**. CRC Press, 2003. ISBN 9780203912607.

TUTUNCHILAR, S. et al. Simulation of material flow in friction stir processing of a cast Al–Si alloy. **Materials & Design**, v. 40, p. 415-426, 2012.

ÜBERWACHUNGS-VEREINE, V. D. T. **AD 2000 Regelwerk**: Beuth 2008.

UPADHYAY, P.; REYNOLDS, A. Effect of Backing Plate Thermal Property on Friction Stir Welding of 25-mm-Thick AA6061. **Metallurgical and Materials Transactions A**, v. 45, n. 4, p. 2091-2100, 2014/04/01 2014.

VAN DER HEIDE, E.; SCHIPPER, D. Galling initiation due to frictional heating. **Wear**, v. 254, n. 11, p. 1127-1133, 2003.

WEMAN, K. **Welding processes handbook**. Elsevier, 2011. ISBN 0857095188.

WU, H.-Y.; LEE, S.; WANG, J.-Y. Solid-state bonding of iron-based alloys, steel–brass, and aluminum alloys. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 75, n. 1, p. 173-179, 1998.

YANG, J. et al. Influence of Stress Concentration on Fatigue Property of Welded Joints of 5083 Aluminum Alloy. **Applied Mechanics and Materials**, v. 456, p. 451-455, 2014.

YAZDIPOUR, A.; SHAFIEI, A.; AVAL, H. J. An investigation of the microstructures and properties of metal inert gas and friction stir welds in aluminum alloy 5083. **Sadhana**, v. 36, n. 4, p. 505-514, 2011.

ZHANG, K.-F.; YAN, H.-H. Deformation behavior of fine-grained 5083 Al alloy at elevated temperature. **Transactions of Nonferrous Metals Society of China**, v. 19, p. s307-s311, 2009.

ZHANG, Y. et al. Review of tools for friction stir welding and processing. **Canadian Metallurgical Quarterly**, v. 51, n. 3, p. 250-261, 2012.

ZHAO, Y. et al. Effect on formation of 5083 aluminum alloy of activating flux in FBTIG welding. **Advanced Materials Research**, v. 311, p. 2385-2388, 2011.

ZHOU, C.; YANG, X.; LUAN, G. Fatigue properties of friction stir welds in Al 5083 alloy. **Scripta materialia**, v. 53, n. 10, p. 1187-1191, 2005.

## APÊNDICE A

### A1 Testes preliminares

#### A1.1 Metodologia

Numa série de testes preliminares, diferentes ferramentas de HFDB foram testadas. As ferramentas diferiram nas geometrias das superfícies de fricção. Além disso, diferentes estratégias de controle de processo foram examinadas. O controle de posicionamento assim como o controle de força axial entre a ferramenta e a peça de trabalho foram examinados. Critérios de parada diferentes também foram avaliados. Os resultados destas experiências, juntamente com os primeiros resultados dos trabalhos iniciais de ROOS (2010) e DETHLEFS et al. (2014) foram a base para um DoE fatorial completo.

Durante os experimentos para este estudo o ângulo da área de fricção cônica e o diâmetro da área de fricção horizontal foram variados para avaliar a influência da geometria da ferramenta nas propriedades mecânicas e microestrutura das uniões. A tabela A.1 mostra as ferramentas que foram utilizadas para estes experimentos:

**Tabela A.1: Dimensões da ferramenta de HFDB para TCTE utilizada neste estudo.**

| <b>Identificação da ferramenta</b>          | <b>12-4</b> | <b>12-6</b> | <b>12-7</b> |
|---|-------------|-------------|-------------|
| Diâmetro da área de fricção cônica [mm]     | 10,8        | 11          | 11,6        |
| Ângulo do cone [°]                          | 1,5         | 2           | 3           |
| Comprimento da área de fricção cônica [mm]  | 15          | 15          | 15          |
| Diâmetro da área de fricção horizontal [mm] | 22          | 22          | 22          |

#### A1.2 Resultados e discussões

Investigações preliminares foram realizadas a fim de avaliar o sistema de soldagem para o processo de HFDB e realizar ajustes necessários. Estas experiências foram realizadas para obter um processo reprodutível e confiável, identificando e eliminando possíveis variáveis aleatórias do processo. Para estes testes preliminares foram utilizadas amostras e ferramentas com tamanho reduzido, possuindo furos de 12 mm de diâmetro.

O primeiro conjunto de experimentos teve como objetivo avaliar novas estratégias de controle de processo, incluindo critérios de parada do processo

viáveis. Primeiramente, como critério de parada foi selecionado que o processo de soldagem deveria terminar quando a posição relativa entre a área de fricção horizontal da ferramenta penetra uma certa profundidade no flange-tubo tal como mostrado esquematicamente na figura A.1. Uma profundidade de penetração inicial de 0,2 milímetros foi escolhida. Para alcançar tempos de soldagem curtos, altos valores para a força axial e velocidade de rotação foram escolhidos. A figura A.2 mostra as soldas realizadas com esta estratégia. Os parâmetros utilizados para as soldas HFDB da figura A.1 são apresentados na tabela A.2.

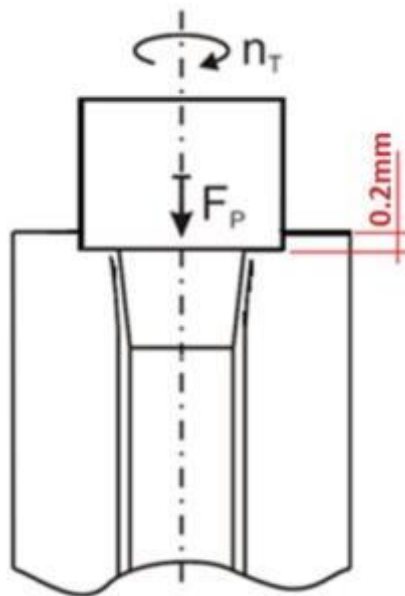


Figura A.1: Critério de parada do processo que consistia em penetração de 0.2mm da ferramenta na amostra de flange-tubo (fora de escala). Fonte: próprio autor

Tabela A.2: Parâmetros para os estudos preliminares do processo de HFDB para TCTE.

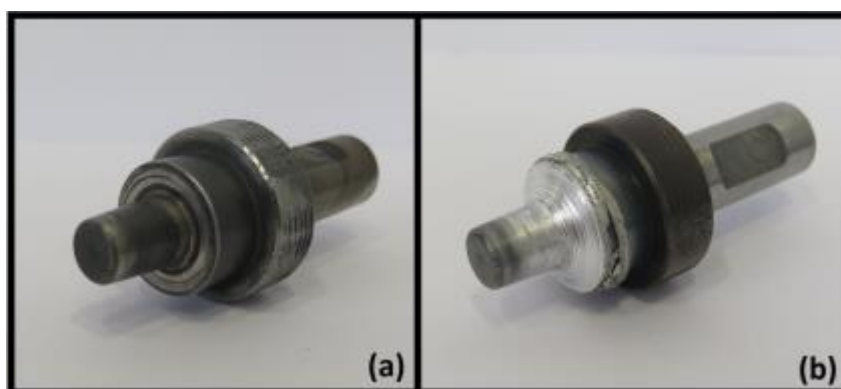
| Amostra | Rotação<br>[min <sup>-1</sup> ] | Força axial<br>[kN] | Tempo de<br>processo [s] | Ferramenta |
|---------|---------------------------------|---------------------|--------------------------|------------|
| LIN-12Y | 1600                            | 4                   | 12                       | 12-7       |
| LIN-12Z | 2000                            | 4                   | 40                       | 12-7       |
| LIN-12X | 2400                            | 4                   | 71                       | 12-7       |
| LIN-12W | 2800                            | 4                   | 43                       | 12-7       |





**Figura A.2: Amostras soldadas para os estudos preliminares. Fonte: próprio autor**

Embora as medições referentes à profundidade de soldagem mostrassem bons resultados, foi observada adesão de alumínio sobre as superfícies de fricção da ferramenta, como mostrado na figura A.3. O alumínio se acumula nas superfícies de fricção da ferramenta, e por consequência, é removido dos flanges-tubo e tubo na zona de união deteriorando o desempenho mecânico das soldas, bem como a sua aparência. Mesmo não sendo um dos objetivos deste trabalho, uma boa aparência da solda é importante para promover uma subsequente qualificação do processo para aplicações industriais. Geometrias de soldas consistentes também demonstram boa reprodutibilidade do processo. Adesão excessiva de material nas superfícies de fricção da ferramenta também afeta a robustez do processo. Se a camada de alumínio for muito espessa, não é viável realizar novamente as operações de soldagem com a mesma ferramenta. O processo de limpeza da ferramenta despende muito tempo, o que inviabilizaria uma produção contínua. A adesão do material acontece quando a taxa de entrada de energia - ou seja, a combinação selecionada de força axial, velocidade de rotação e o tempo de soldagem - é muito elevada nos primeiros segundos do processo. Desta forma, o material ainda não está totalmente plastificado acarretando em adesão nas superfícies rugosas da ferramenta. Este fenômeno pode estar relacionado com os mecanismos de gripagem entre a superfície de atrito da ferramenta e tubo/flange-tubo, o que conduz a aderência do material na ferramenta. Outras informações sobre os mecanismos de gripagem são discutidos nos trabalhos de PELCASTRE; HARDELL; PRAKASH (2013), MÄÄTTÄ; VUORISTO; MÄNTYLÄ (2001) e VAN DER HEIDE; SCHIPPER (2003).



**Figura A.3: Ferramenta 12-7 (a) antes e (b) após o processo de soldagem. Fonte: próprio autor**

Os experimentos acima mencionados mostraram que o critério de parada utilizado não estava atendendo as expectativas. Portanto, um novo critério de parada foi proposto, que consistia em soldas controladas pelo tempo. O critério de parada anterior foi mantido como um critério secundário de emergência para evitar a ferramenta penetrar em excesso na zona de união. Foi decidido que, se as soldas atingissem uma profundidade de penetração de 0,2 mm antes que o tempo de soldagem fosse atingido, essas soldas seriam consideradas inaceitáveis devido à geometria da solda resultante. A figura A.4 mostra os experimentos realizados com o novo critério de parada com os respectivos parâmetros na tabela A.3. Os resultados de diferentes geometrias de ferramentas foram analisados mantendo os principais parâmetros de processo fixos.

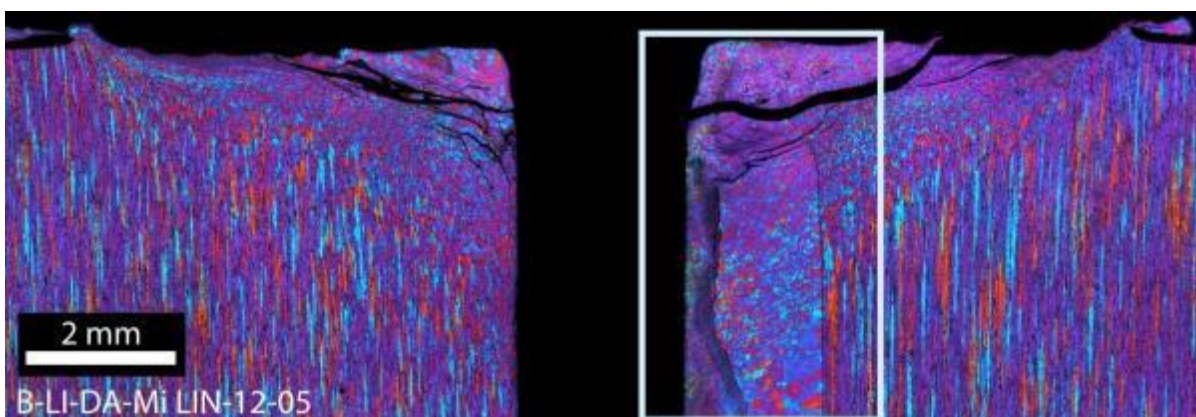
**Tabela A.3: Parâmetros dos estudos preliminares do processo de HFDB para TCTE, amostras LIN-12-05 até LIN-12-08.**

| <b>Amostra</b> | <b>Rotação<br/>[min<sup>-1</sup>]</b> | <b>Força axial<br/>[kN]</b> | <b>Tempo de<br/>processo [s]</b> | <b>Ferramenta</b> |
|----------------|---------------------------------------|-----------------------------|----------------------------------|-------------------|
| LIN-12-05      | 1800                                  | 2,5                         | 35                               | 12-4              |
| LIN-12-06      | 1800                                  | 2,5                         | 35                               | 12-4              |
| LIN-12-07      | 1800                                  | 2,5                         | 35                               | 12-6              |
| LIN-12-08      | 1800                                  | 2,5                         | 35                               | 12-7              |



**Figura A.4: Amostras usinadas dos estudos preliminares do processo de HFDB para TCTE, amostras LIN-12-05 até LIN-12-08. Fonte: próprio autor**

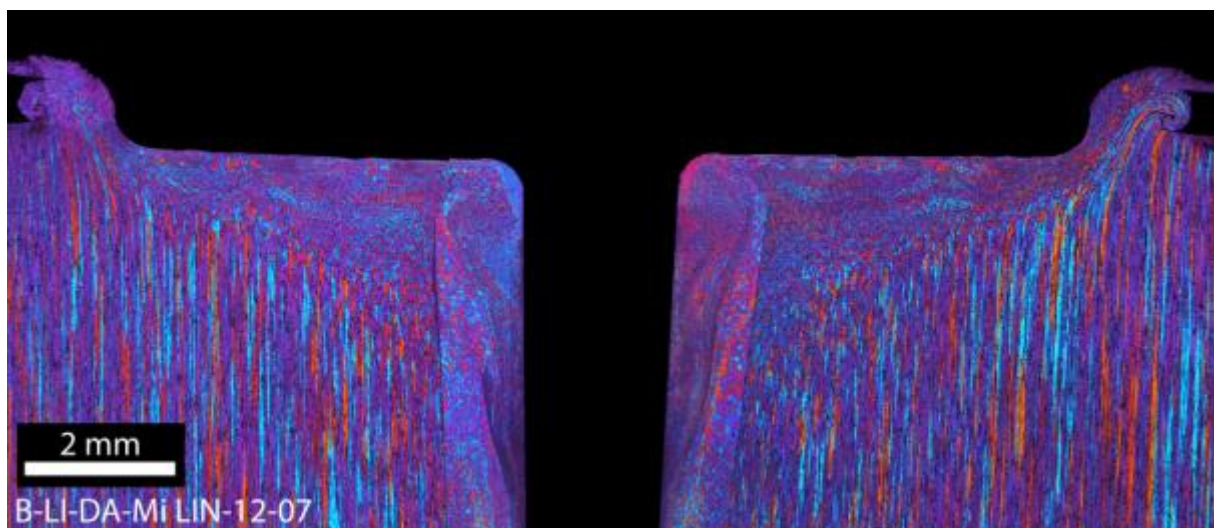
A amostra LIN-12-05 mostra a necessidade de um alinhamento concêntrico correto entre a amostra e a ferramenta. Como mostrado na figura A.5, devido à excentricidade entre a ferramenta e a amostra, somente um dos lados da solda foi friccionado enquanto que no lado oposto não houve a fricção e deformação necessárias para efetuar a união entre o tubo e flange-tubo. Esta constatação pode ser esclarecida quando avaliamos o processo de fabricação das amostras de flange-tubo. O processo de furação para criar o orifício no flange-tubo não é realizado sob um procedimento de posicionamento rigoroso. Isto permite um pequeno desvio de concentricidade entre as posições de cada um dos orifícios em relação ao diâmetro exterior de cada amostra. Este problema foi resolvido fazendo uma verificação anterior de concentricidade entre a posição relativa da ferramenta e tubo/flange-tubo antes de cada procedimento de soldagem. Se considerado que a posição não era concêntrica, pequenos ajustes foram feitos para corrigir o posicionamento entre a ferramenta e a amostra.



**Figura A.5: Desalinhamento concêntrico entre a ferramenta e a amostra LIN-12-05 levando a uma solda assimétrica com o lado esquerdo sem nenhum tubo e lado direito com insuficiente contato entre o tubo e a ferramenta. Fonte: próprio autor**

As medições efetuadas sobre as amostras de flange-tubo mostraram que a dimensão do diâmetro interno dos orifícios é ligeiramente maior do que o diâmetro externo dos tubos. A diferença de cerca de 0.3 mm, conforme mostrado na figura 3.5, interfere com o processo de difusão devido à falta de contato entre o tubo e flange-tubo durante o processo de HFDB. Esta falta de contato age como uma barreira de difusão afetando a qualidade das soldas. Portanto, uma ferramenta pneumática foi utilizada para expandir os tubos na direção dos flanges-tubo após a amostra ser montada. Desta forma, existiria um melhor contato inicial entre as duas peças.

A figura A.6 mostra uma macrografia da amostra soldada LIN-12-07. Este conjunto de parâmetros de processo específico resultou em uma boa aparência geométrica, baixa adesão do alumínio sobre a superfície de atrito da ferramenta, bem como valores de profundidade de solda perto do solicitado pela parceira industrial. Após a realização de experimentos com diferentes ângulos das ferramentas HFDB constatou-se que a superfície de fricção cônica com 2° de angulação apresentou os melhores resultados, tendo em vista a robustez e reprodutibilidade. Conseqüentemente, a ferramenta com um ângulo de 2° foi escolhida como padrão e todas as experiências seguintes foram realizadas com esta geometria da ferramenta.



**Figura A.6: Amostra LIN-12-07 mostrando boas propriedades e aparência geométrica. Fonte: próprio autor**

Todas as amostras soldadas foram submetidas ao teste de estanqueidade descrito na seção 3.7.1.3 e não foram encontrados vazamentos em nenhuma das

amostras analisadas. Os experimentos com amostras de 12 milímetros finalizaram os estudos preliminares deste trabalho. Como ponto de partida para a janela de parâmetros de processo nos seguintes experimentos os parâmetros da solda LIN-12-07, que apresentou os melhores resultados, foram escolhidos.

## APÊNDICE B

### B1 Projeto de experimentos Fatorial completo

#### B1.1 Revisão de literatura

Para estudar simultaneamente o efeito de dois ou mais fatores de um determinado processo, projetos fatoriais se demonstram um método eficiente. Usando um projeto fatorial é possível investigar todas as combinações possíveis dos níveis de cada fator para uma determinada janela de parâmetros. Deste modo, se existem "a" níveis de um fator A e "b" níveis de um fator B é possível analisar cada nível e a interação entre eles, neste caso "ab", sobre a resposta. [HINES; MONTGOMERY; BORROR (1978); MONTGOMERY (1991)]

O uso dos projetos fatoriais possuem várias vantagens. Eles são mais eficientes em comparação com outros modelos experimentais que consideram apenas um fator de cada vez. Além disso, é possível ter uma melhor compreensão do processo, quando uma resposta é afetada por mais do que um fator simultaneamente evitando conclusões equivocadas. Além disso, este tipo de projeto permite que os efeitos de um fator seja avaliado em diferentes níveis, guiando a conclusões válidas para um intervalo maior de condições experimentais. [MONTGOMERY (1991)]

O projeto fatorial completo  $2^k$  consiste em analisar uma determinada quantidade de fatores k, em apenas dois níveis cada. Estes fatores podem ser qualitativos, como "sim" e "não" ou "bom" e "ruim"; ou eles podem ser quantitativos, como por exemplo, valores de tensão, temperatura e tempo. Uma corrida completa requer  $2^k$  experimentos, onde k é o número de fatores a serem analisados. Este projeto tem oito combinações de parâmetros que podem ser exibidas graficamente como um cubo, conforme figura B.1.

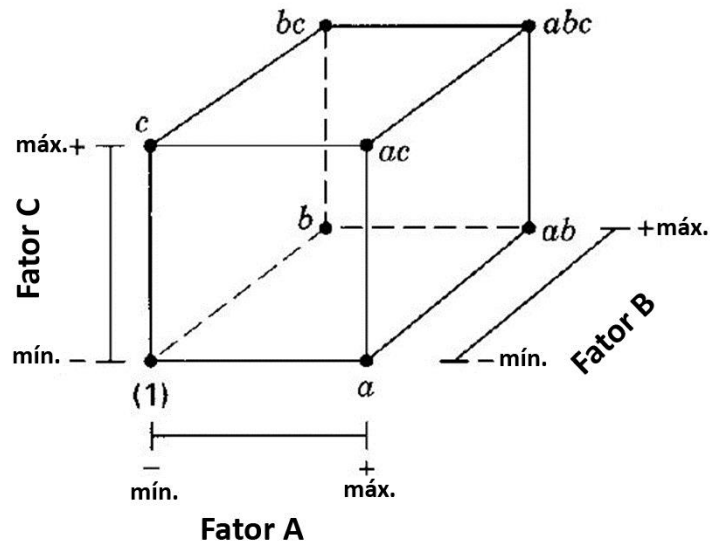


Figura B.5:  $2^3$  Fatorial completo apresentado graficamente mostrando os três fatores estudados e seus níveis. Fonte: próprio autor.

## B1.2 Metodologia

Os estudos anteriores e os testes preliminares mostraram que os principais fatores que influenciam o processo de HFDB para TCTE são a força axial, a velocidade de rotação e o tempo do processo. A partir daí, um projeto fatorial completo  $2^3$  foi proposto com o objetivo de definir uma janela de parâmetros preliminar para futuras investigações.

A tabela B.1 mostra cada fator analisado, bem como os níveis avaliados. Todas as variações possíveis são mostradas em "notação geométrica" na tabela B.2. A estratégia de controle escolhido para estes experimentos foi o controle de tempo e as ordens dos experimentos foram aleatorizadas previamente.

Tabela B.1: Fatores e níveis do projeto  $2^3$  Fatorial completo do processo HFDB para TCTE.

| Fator                         | Valores     |
|-------------------------------|-------------|
| Força axial [kN]              | 2 – 3,4     |
| Rotação [ $\text{min}^{-1}$ ] | 1300 – 2300 |
| Tempo de processo [s]         | 35 – 45     |

**Tabela B.2: Notação geométrica do projeto 2<sup>3</sup> Fatorial completo para o processo de HFDB para TCTE mostrando as combinações de parâmetros avaliados.**

| Corrida | Fator Standarizado |    |    | Força axial [kN] | Rotação [min <sup>-1</sup> ] | Tempo de processo [s] |
|---------|--------------------|----|----|------------------|------------------------------|-----------------------|
| 1       | -1                 | -1 | -1 | 2                | 1300                         | 35                    |
| 2       | +1                 | -1 | -1 | 3,4              | 1300                         | 35                    |
| 3       | -1                 | +1 | -1 | 2                | 2300                         | 35                    |
| 4       | +1                 | +1 | -1 | 3,4              | 2300                         | 35                    |
| 5       | -1                 | -1 | +1 | 2                | 1300                         | 45                    |
| 6       | +1                 | -1 | +1 | 3,4              | 1300                         | 45                    |
| 7       | -1                 | +1 | +1 | 2                | 2300                         | 45                    |
| 8       | +1                 | +1 | +1 | 3,4              | 2300                         | 45                    |

#### **B1.4 Resultados e discussões**

Para definir uma janela preliminar dos parâmetros de processo um projeto de experimentos fatorial completo 2<sup>3</sup> foi proposto. Os limites de parâmetros, como descritos na seção 3.3.2, foram aplicados. Para os experimentos, uma ferramenta HFDB para TCTE com 23,4 mm de diâmetro de área de fricção horizontal e um ângulo da superfície cônica de fricção de 2° (ferramenta 15-4) foi selecionada. Os experimentos preliminares descritos no capítulo anterior foram realizados em amostras com um diâmetro externo do tubo de 12 mm. O foco principal da parceira industrial é em trocadores de calor de grande porte onde são mais utilizados tubos de diâmetros externos de 15 mm. Portanto tubo e flanges-tubo, bem como ferramentas foram substituídos para as versões de 15 milímetros.

Os oito experimentos foram realizados, mas, infelizmente, dois deles atingiram o critério de parada secundária de 0,2 mm de profundidade de penetração da área de fricção horizontal antes do critério de parada primário - soldagem por tempo - ser alcançado. Desta forma, estas duas amostras foram excluídas da análise estatística. Consequentemente, o fatorial completo 2<sup>3</sup> reduzido para um fatorial completo 2<sup>2</sup>. Como resultado, foi possível avaliar estatisticamente o processo e extrair conclusões sobre a influência de cada um dos fatores relacionados às respostas. A análise foi realizada com os dados restantes, utilizando um valor fixo



de 1300 rpm para a velocidade de rotação, enquanto que foi variada a força axial e tempo de processo. Um valor de 1300 rpm foi escolhido pois este foi o valor que apresentou melhor aparência da geometria das soldas durante os experimentos preliminares. A tabela B.3 mostra as soldas avaliadas.

**Tabela B.4: 2<sup>2</sup> fatorial completo para o processo de HFDB para TCTE mostrando as amostras avaliadas com o intuito de estreitar a janela de parâmetros para estudos posteriores.**

| <b>Amostra</b> | <b>Rotação<br/>[min<sup>-1</sup>]</b> | <b>Força axial<br/>[kN]</b> | <b>Tempo de<br/>processo [s]</b> | <b>Ferramenta</b> |
|----------------|---------------------------------------|-----------------------------|----------------------------------|-------------------|
| LIN-15-04      | 1300                                  | 2                           | 35                               | 15-4              |
| LIN-15-05      | 2300                                  | 2                           | 35                               | 15-4              |
| LIN-15-06      | 1300                                  | 2                           | 45                               | 15-4              |
| LIN-15-07      | 1300                                  | 3,4                         | 35                               | 15-4              |
| LIN-15-08      | 1300                                  | 3,4                         | 45                               | 15-4              |
| LIN-15-09      | 2300                                  | 3,4                         | 35                               | 15-4              |
| LIN-15-10      | 2300                                  | 2                           | 45                               | 15-4              |
| LIN-15-11      | 2300                                  | 3,4                         | 45                               | 15-4              |

A figura B.2 mostra um diagrama da resposta avaliada – limite de resistência - para a análise estatística. A meta do parceiro industrial para o limite de resistência é de 80% de resistência quando comparado ao material base. A linha vermelha horizontal no diagrama representa este limite. Para caracterização do material base, 5 tubos foram tracionados. A média desses resultados foi considerada o limite de resistência do material base para o restante das experiências. O valor médio atingido nestes testes foi de 10,2 kN, com um desvio padrão de 261 N (0,03%). Para calcular o limite de resistência, a seção transversal do tubo foi considerada a área efetiva, o que resulta no limite de resistência para os tubos de 211 MPa. De acordo com a norma internacional AD 2000 [ÜBERWACHUNGS-VEREINE (2008)], o valor mínimo de limite de resistência para AA 5049-O é de 180 MPa, demonstrando que os valores medidos para o material fornecido para realizar os experimentos de HFDB estavam em conformidade com a norma.

## D-LI-DA-TT FFD-15

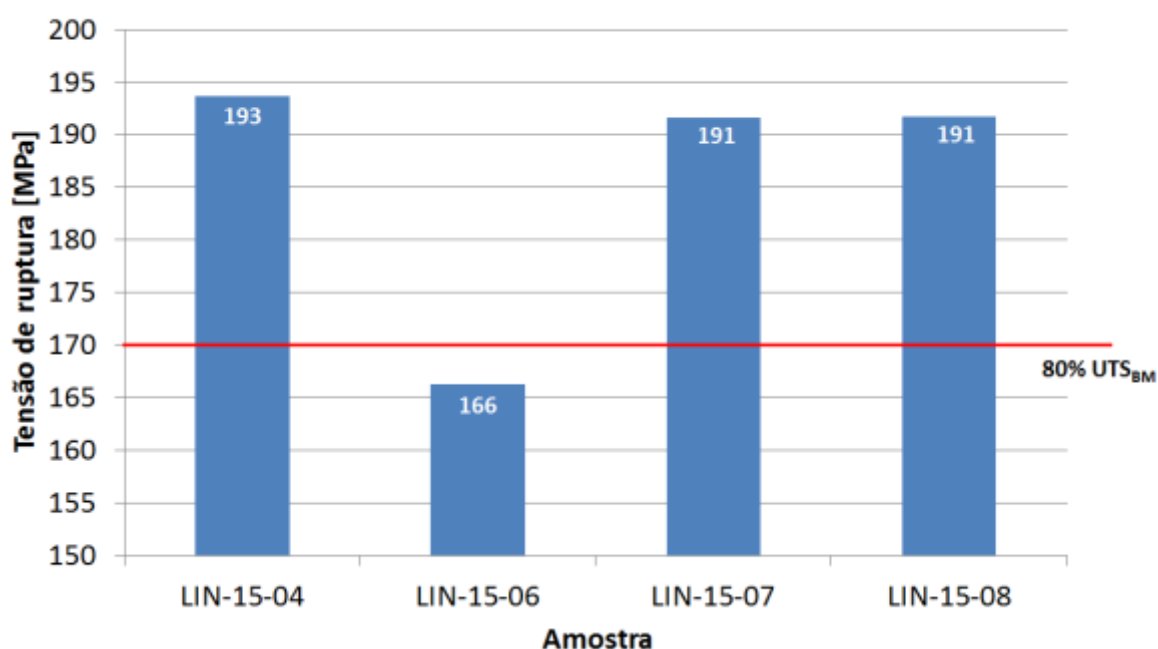


Figura B.6: Resposta avaliada durante os experimentos – limite de resistência – do processo de HFDB para TCTE para o 22 fatorial completo. Fonte: próprio autor

Os testes de tração geralmente demonstraram bons resultados para as amostras de HFDB indicando a robustez do processo. Todas as amostras foram testadas e estavam livres de vazamentos. Todas as soldas falharam na ZAC do tubo abaixo da zona de união. Isto pode ser explicado pelo fato desta região exclusivamente enfrentar gradientes de temperatura elevados, sem qualquer deformação. Assim, pode acontecer crescimento do grão e, portanto, enfraquecer esta região da união.

A figura B.3 retrata a amostra LIN-15-04 com o respectivo conjunto de parâmetros apresentados na tabela B.4 abaixo. As medições foram satisfatórias em relação a todas as metas. A resistência à tração, bem como estanqueidade e profundidade de soldagem mostraram resultados muito bons ao passo que a aderência de material sobre as superfícies de atrito da ferramenta foi praticamente inexistente.

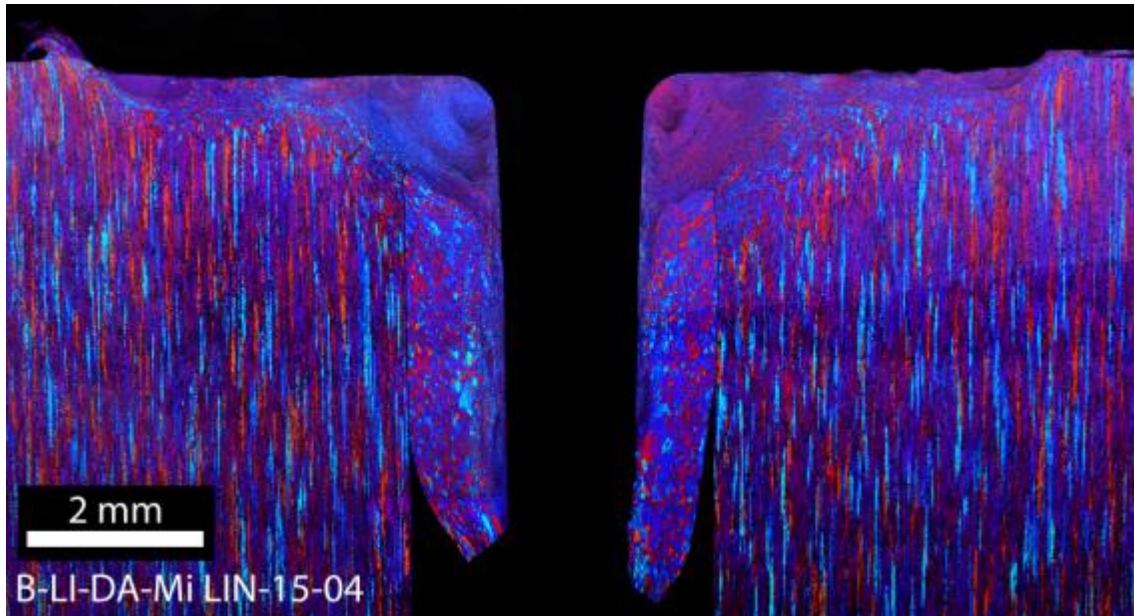
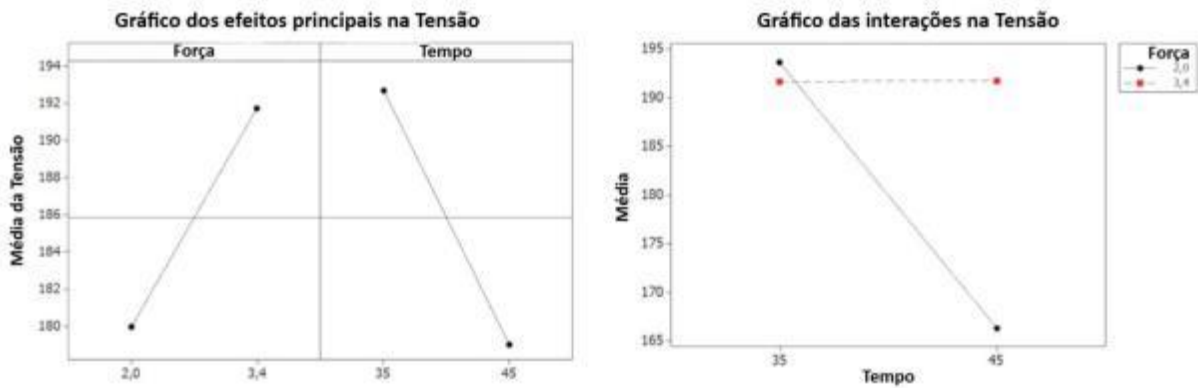


Figura B.7: Micrografia da amostra LIN-15-04 com boas propriedades atendendo todos objetivos de projeto. Fonte: próprio autor

Tabela B.5: Envelope de parâmetros para a amostra LIN-15-04.

| Parâmetro                     | Valor |
|-------------------------------|-------|
| Rotação [ $\text{min}^{-1}$ ] | 1300  |
| Força axial [kN]              | 2     |
| Tempo de processo [s]         | 35    |

Posteriormente, uma análise estatística usando o software Minitab versão 14 foi realizada. O objetivo principal para esta análise era criar uma melhor compreensão do processo para estreitar ainda mais a janela de parâmetros para os experimentos subsequentes. Na figura B.4 os principais efeitos e interações entre fatores para os parâmetros de HFDB examinados são mostrados. Para forças axiais mais elevadas e os tempos de processo mais baixos a resposta de resistência à tração apresenta resultados superiores.



**Figura B.8: Gráficos de efeitos principais e interações para a resposta analisada – limite de resistência – do processo de HFDB para TCTE. Fonte: próprio autor**

O efeito da força axial para o limite de resistência das soldas pode ser explicado devido às forças do processo mais elevadas, que aumentam a taxa de deformação na zona de união. Taxas de deformação mais elevadas resultam em uma maior área de estrutura de grão refinado, devido à recristalização dinâmica que ocorre durante o processo. Além disso, através de uma maior velocidade de rotação, maior calor gerado por atrito será produzido levando a uma maior temperatura do processo. Uma temperatura mais elevada aumenta o processo de difusão, resultando em uma união mais forte.

Por outro lado, tempos de processo muito elevados não são benéficos para o desempenho da união. De acordo com DETHLEFS et al. (2014), tempos de processo não acarretam tanta influência sobre o desempenho da união quando comparados com a velocidade de rotação. Este comportamento também é evidente, quando o tempo de processo é comparado com a força axial. Assim, espera-se que a partir dos três fatores analisados, o tempo de processo representa a menor contribuição para a performance da união sobre a resposta analisada. Um tempo inferior de processo também evita a adesão de alumínio sobre as superfícies de fricção da ferramenta, o que é benéfico para o desempenho das soldas.

Mantendo o foco sobre a aplicação industrial, diferentes geometrias de ferramentas foram testadas para os experimentos posteriores. Foi proposto um diâmetro da superfície de fricção horizontal reduzido de 22 mm (ferramenta 15-1) ao invés de 23,4 mm (ferramenta 15-4). Esta redução no diâmetro deve resultar numa menor ZAC. Na aplicação industrial, um flange-tubo é composto de milhares de

furos, posicionadas relativamente perto uns dos outros. Um grande ZAC poderia afetar as soldas subsequentes, enfraquecendo as uniões adjacentes devido a mudanças microestruturais, como o crescimento do grão e mudança de grãos alongados resultantes de trabalho a frio para grãos equiaxiais. Três envelopes de parâmetros do processo com duas geometrias de ferramenta foram examinadas e os resultados foram comparados. Os parâmetros do processo foram escolhidos de modo que as soldas com temperaturas baixas, médias e elevadas de processo fossem investigados. A comparação é mostrada na tabela B.5.

**Tabela B.6: Comparação da resposta – limite de resistência - para três diferentes envelopes de parâmetros comparando duas ferramentas distintas (15-1 e 15-4) com diferentes diâmetros da área de atrito horizontal .**

| Amostra    | Rotação<br>[min <sup>-1</sup> ] | Força<br>axial<br>[kN] | Tempo<br>de<br>processo<br>[s] | Ferramenta<br>/<br>tamanho | Temperatura<br>máxima<br>[°C] | Limite de<br>resistência<br>[MPa] |
|------------|---------------------------------|------------------------|--------------------------------|----------------------------|-------------------------------|-----------------------------------|
| LIN-15-16* | 1000                            | 3                      | 35                             | 15-4 /<br>grande           | 498                           | 166                               |
| LIN-15-16  | 1000                            | 3                      | 35                             | 15-1 /<br>pequena          | 489                           | 178                               |
| LIN-15-18* | 2000                            | 3                      | 35                             | 15-4 /<br>grande           | 567                           | 193                               |
| LIN-15-18  | 2000                            | 3                      | 35                             | 15-1 /<br>pequena          | 567                           | 194                               |
| LIN-15-27* | 1500                            | 2,5                    | 35                             | 15-4 /<br>grande           | 518                           | 190                               |
| LIN-15-27  | 1500                            | 2,5                    | 35                             | 15-1 /<br>pequena          | 508                           | 203                               |

Os resultados do limite de resistência e das temperaturas máximas alcançadas da tabela B.5 mostram que não existe variação evidente nos resultados. A diferença em diâmetro de ferramentas da área de atrito horizontal somente afetou marginalmente as soldas HFDB, reduzindo a ZAC, mas não diminui o desempenho mecânico. Para os experimentos de relevância desta dissertação a ferramenta com

um diâmetro de 22 mm da área de fricção horizontal e 2° de ângulo da área de fricção cônica foi utilizada nas experiências (ferramenta 15-1).