

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
Escola de Engenharia

Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais  
PPGE3M

BRASAGEM DE AÇOS INOXIDÁVEIS MARTENSÍTICOS COM METAL DE ADIÇÃO À BASE DE  
NÍQUEL EM FORNO A VÁCUO

Vicente da Rocha Carvalho

Dissertação para obtenção do Título de Mestre em Engenharia

Porto Alegre  
2020

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
Escola de Engenharia

Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais  
PPGE3M

BRASAGEM DE AÇOS INOXIDÁVEIS MARTENSÍTICOS COM METAL DE ADIÇÃO À BASE DE  
NÍQUEL EM FORNO A VÁCUO

VICENTE DA ROCHA CARVALHO  
Engenheiro de Materiais

Trabalho realizado no Laboratório de Soldagem & Técnicas Conexas do Centro de Tecnologia da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M, como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia.

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Porto Alegre  
2020

VICENTE DA ROCHA CARVALHO

BRASAGEM DE AÇOS INOXIDÁVEIS MARTENSÍTICOS COM METAL DE ADIÇÃO À BASE DE  
NÍQUEL EM FORNO A VÁCUO

Esta dissertação foi analisada e julgada adequada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração de Processo de Fabricação e aprovado em sua forma final pelo Orientador e pela Banca Examinadora designada pelo Programa de Pós-graduação – PPGE3M - da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

---

Prof. Dr. Ivan Guerra Machado – PPGE3M (orientador)

---

Prof. Dr. Afonso Reguly (coordenador do PPGE3M)

Aprovado em: \_\_\_\_/\_\_\_\_/\_\_\_\_

BANCA EXAMINADORA:

---

Prof. Dr. Richard Thomas Lermen – (IMED)

---

Prof. Dr. José Antônio Esmerio Mazzaferro – (PROMEC/UFRGS)

---

Prof. Dr. Arnaldo Ruben Gonzalez – (PROMEC/UFRGS)

## **AGRADECIMENTOS**

À empresa Tramontina S/A Cutelaria, pela cedência da estrutura e flexibilização que possibilitou o desenvolvimento deste trabalho. Em especial às colegas Dra. Aline Luisa Bandeira Dotta, Técnica Bruna Maria Fritzen e Me. Marcele Peruzzo pela ajuda nas análises laboratoriais.

Ao Gerente Técnico da Tramontina S/A Cutelaria André Cousandier Galant pelo suporte e compreensão.

Ao Prof. Dr. Ivan Guerra Machado, do Laboratório de Soldagem & Técnicas Conexas, pela confiança e orientação ao longo do trabalho.

À Profa. Dra. Gelsa Edith Navarro Hidalgo, do LAPROM – UFRGS, pela obtenção das imagens de MEV.

Aos meus pais, irmãos e esposa pelo apoio constante.

## RESUMO

Aços inoxidáveis martensíticos são largamente utilizados pela indústria cuteleira, especialmente para produtos que tem contato com alimento. Nesta aplicação algumas propriedades são importantes, como resistência à corrosão, tenacidade e estabilidade do gume – esta última fortemente influenciada pela limpeza do aço. No entanto, aços com tais propriedades tendem a ser caros e possuem baixa soldabilidade. O objetivo deste trabalho é desenvolver a união por brasagem entre os aços inoxidáveis martensíticos Uddeholm Elmax SuperClean e DIN EN 1.4110, a fim de usar o Uddeholm Elmax SuperClean apenas na região do gume, reduzindo custos para um provável futuro produto (ainda que este trabalho não trate de custos). Uma pasta classificada como DIN EN ISO 3677 B-Ni60CrPSi-980/1040 foi utilizada como metal de adição. O processo de brasagem foi conduzido em forno a vácuo e possibilitou a brasagem simultânea à têmpera dos metais base, um processo inédito aplicado a estes materiais. Os parâmetros testados foram: tempo de brasagem (5, 10 e 30 min), temperatura de brasagem (1080, 1100 e 1120 °C) e tamanho da folga (0,03; 0,05; 0,10; 0,15; 0,20; 0,25 mm). Os corpos de prova foram submetidos à tração e analisados por microscópio óptico e microscópio eletrônico de varredura (MEV), além de medições de dureza e microdureza. Os maiores valores para carga de ruptura durante o tracionamento foram encontrados nas amostras brasadas com tempo de 10 min (11166 N), temperatura de 1120 °C (11759 N) e folga de 0,03 mm (12234 N). Foi evidenciado que a folga real é maior que a folga no momento da montagem do conjunto para brasagem, possivelmente devido à têmpera dos metais base. Foi possível brasar os materiais de acordo com o objetivo deste trabalho assim como temperar os metais base simultaneamente à brasagem.

**Palavras-chave:** Brasagem. Aço Inoxidável Martensítico. Metal de Adição Base Níquel. Têmpera.

## ABSTRACT

Martensitic stainless steels are widely used in the cutlery industry especially for food contact products. In this application, some properties are important like the corrosion resistance, toughness and edge stability - the latter strongly influenced by the cleanliness of the steel. However, steels with such properties tend to be expensive materials and have low weldability. The aim of this work is to develop a brazed joint between martensitic stainless steels Uddeholm Elmax and DIN EN 1.4110 in order to use the Uddeholm Elmax only in the cutting edge, reducing costs for a probable future product (although this work does not discuss costs). A paste classified as DIN EN ISO 3677 B-Ni60CrPSi-980/1040 was used as filler metal. The brazing process was performed in a vacuum furnace which allowed the simultaneous brazing and hardening of the base metals, an inedited process applied to these materials. The tested parameters were: dwell time (5, 10 and 30 min), brazing temperature (1080, 1100 e 1120 °C) and gap width (0,03; 0,05; 0,10; 0,15; 0,20; 0.25 mm). The samples were submitted to traction and analysed in a light microscope and Scanning Electron Microscope (SEM), in addition to hardness and microhardness measurements. The highest values of load before failure were found to be the 10 min (11166 N), temperature of 1120 °C (11759 N) and gap width of 0,03 mm (12234 N) brazed samples. It was found that the real gap width is bigger than the gap width at the moment of the gauge assembly for brazing, possibly due to the hardening of the base metals. It was possible to braze the materials according the objective of this work as to simultaneously harden and braze the base metals.

**Key-words:** Brazing. Martensitic Stainless Steel. Nickel Based Filler Metal. Quenching.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Gota sésil e energias interfaciais.....	14
Figura 2: Aço ferramenta M2 temperado em atmosfera de nitrogênio a 2 bar; corpo de prova cilíndrico de raio 25 mm e comprimento 100 mm. Influência da velocidade (agitação) no resfriamento [1].....	28
Figura 3: Influência da pressão sobre o resfriamento em um forno a vácuo [1].....	29
Figura 4: Aço ferramenta M2 temperado em atmosfera gasosa a 1 bar; corpo de prova cilíndrico de raio 25 mm e comprimento 100 mm. Influência do gás de resfriamento na severidade do forno a vácuo [1].....	30
Figura 5: Ciclo térmico foi executado em forno a vácuo.....	41
Figura 6: Ciclo térmico em forno a vácuo.....	43
Figura 7: MEV (a) e microscopia de luz (b) da zona dendrítica do metal de adição .....	47
Figura 8: Corpo de prova para teste preliminar de capilaridade .....	48
Figura 9: Suporte para posicionamento das juntas a serem brasadas. A representação mostra corpos de prova unidos por junta à topo inicialmente testadas .....	49
Figura 10: Suporte da Figura 9 sendo utilizado para primeiros testes de brasagem.....	49
Figura 11: Juntas por sobreposição foram brasadas com sucesso. ....	50
Figura 12: Figura retirada da norma ASME IX QB-462-1(c). Juntas por sobreposição foram posteriormente desconsideradas.....	50
Figura 13: Suporte para posicionamento das juntas brasadas à topo, medidas em milímetros. ....	51
Figura 14: Conjunto montado para execução das brasagens. ....	51
Figura 15: Geometria do teste de tração em juntas por sobreposição [30].....	52
Figura 16: Micrografia da junta da amostra 30.100.10 – aumento de 100 vezes .....	54
Figura 17: Microdureza Vickers para fases da junta brasada a 1080 °C .....	55
Figura 18: Vazios evidenciados nas amostras 30.100.03 (a) - aumento de 50 vezes - e 30.100.10 (b) - aumento de 200 vezes .....	56
Figura 19: Interface MA/4110 (a) e MA/Elmax (b) para amostra 10.100.10 - aumento de 500 vezes .....	57
Figura 20: Microscopia de luz da interface MA/DIN EN 1.4110 (a) e Elmax/MA (b) - amostra 10.080.10 – aumento de 1000 vezes.....	57

Figura 21: Medida da folga para dois corpos de prova, 10.120.10 (a) e 30.100.03 (b) .....	58
Figura 22: Efeito da folga na carga de ruptura da junta.....	60
Figura 23: Exclusão dos pontos com grandes vazios evidenciados através de MEV após ruptura.....	61
Figura 24: Apenas a maior carga de ruptura para cada folga ensaiada.....	62
Figura 25: Efeito do tempo de brasagem na carga de ruptura por tração da junta .....	63
Figura 26: Efeito da temperatura de brasagem na carga de ruptura por tração da junta. ....	64
Figura 27: Região da interface MA/Elmax para as juntas brasadas a 1080 °C (a) e 1120 °C (b) .....	64
Figura 28: Efeito da temperatura; MEV das regiões interfaciais MA/MB para diferentes amostras .....	65
Figura 29: Efeito do tempo; MEV das regiões interfaciais MA/MB para diferentes amostras	66
Figura 30: MEV das regiões interfaciais MA/MB para a amostra 10.100.10 .....	68
Figura 31: MEV – perfil de composição química da junta brasada no CP 10.100.10 a fim de verificar a extensão das áreas de transição MB/MA/MB .....	68
Figura 32: Amostra 10.080.10 fraturada com aumento de 80 vezes.....	70
Figura 33: Amostra 10.080.10 fraturada - aumento de 250 vezes .....	70
Figura 34: Amostra 10.080.10 fraturada - aumento de 500 vezes .....	71
Figura 35: Amostra 10.120.10 fraturada - aumento de 200 vezes .....	71
Figura 36: Aumento da Figura 32 com indicativo da solidificação dendrítica .....	72



**LISTA DE TABELAS**

Tabela 1: Metais de adição classificados pela AWS e suas respectivas temperaturas de brasagem – transcrito de <i>Joining of materials and structures</i> [2] .....	22
Tabela 2: Composição química para o aço DIN EN 1.4110.....	38
Tabela 3: Análise de composição química do aço Elmax [33] .....	39
Tabela 4: Instruções para tratamento térmico do aço Elmax, segundo o fabricante [33] .....	40
Tabela 5: Composição química da pasta de brasagem (metal de adição) [34].....	40
Tabela 6: Diferentes calibradores de folga utilizados [35] .....	42
Tabela 7: Resumo dos parâmetros utilizados para fabricação das amostras ensaiadas .....	45
Tabela 8: Efeito do revenido na redução da dureza dos metais base .....	46
Tabela 9: Composição química para os diferentes constituintes da amostra 30.100.10, referente à Figura 29 .....	67

## SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO</b> .....	<b>11</b>
<b>2 REVISÃO DA LITERATURA</b> .....	<b>12</b>
2.1 METAL DE ADIÇÃO .....	18
2.1.1 Metais de adição à base de prata.....	20
2.1.2 Metais de adição à base de níquel.....	20
2.1.3 Metais de adição à base de cobre .....	21
2.1.4 Metais de adição à base de ouro.....	21
2.2 MEIOS DE PROTEÇÃO: FLUXOS E ATMOSFERAS .....	23
2.3 INTERAÇÕES ENTRE OS METAIS BASE E O METAL DE ADIÇÃO .....	25
2.4 MÉTODOS DE BRASAGEM .....	26
<b>3. MATERIAIS E MÉTODOS</b> .....	<b>38</b>
3.1 METAIS BASE E METAL DE ADIÇÃO .....	38
3.2 FORNO .....	41
3.3 CALIBRADORES DE FOLGA .....	42
3.4 DURÔMETRO .....	42
3.5 MÁQUINA DE ENSAIO DE TRAÇÃO.....	42
3.6 MICROSCÓPIO .....	42
3.7 MICRODURÔMETRO.....	43
3.8 ATAQUE QUÍMICO .....	43
3.9 CICLO TÉRMICO .....	43
3.10 AMOSTRAS TESTADAS .....	44
3.11 OBTENÇÃO DOS CORPOS DE PROVA .....	45
<b>4. PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS</b> .....	<b>47</b>
4.1 ANÁLISE DO METAL DE ADIÇÃO .....	47
4.2 TESTE DE CAPILARIDADE.....	48
4.3 TESTE PRÁTICO DE BRASAGEM POR JUNTA À TOPO .....	48
4.4 TESTE DE TRAÇÃO .....	51
<b>5 APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS</b> .....	<b>54</b>
5.1 MICROSCOPIA DE LUZ.....	54
5.2 ANÁLISE DE MICRODUREZA VICKERS.....	54
5.3 VAZIOS NA JUNTA .....	55
5.4 INTERAÇÃO ENTRE METAL DE ADIÇÃO E DIFERENTES METAIS BASE .....	56
5.5 EFEITO DA FOLGA SOBRE AS PROPRIEDADES MECÂNICAS DAS JUNTAS BRASADAS.....	58
5.6 EFEITO DO TEMPO SOBRE AS PROPRIEDADES MECÂNICAS DAS JUNTAS BRASADAS .....	62
5.7 EFEITO DA TEMPERATURA SOBRE AS PROPRIEDADES MECÂNICAS DAS JUNTAS BRASADAS .....	63
5.8 ANÁLISES POR MEV .....	65
5.8.1 Peças íntegras após brasagem .....	65
5.8.2 Imagens das peças fraturadas após ensaio de tração.....	69
<b>6 CONCLUSÕES</b> .....	<b>73</b>
<b>7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS</b> .....	<b>74</b>
<b>8 REFERÊNCIAS</b> .....	<b>75</b>

## 1 INTRODUÇÃO

Os aços inoxidáveis martensíticos são frequentemente usados na indústria cuteleira que tem, por vezes, interesse em unir mais de um aço na mesma faca. Há casos onde aços com excelentes propriedades (e custo mais alto) poderiam ser utilizados apenas na região do gume da faca, unido a outro aço de menor custo no corpo da lâmina. Do ponto de vista técnico, esta combinação permite uma faca de alto desempenho sem a onerosa utilização de aços nobres em toda a lâmina. Além do viés técnico, esta aplicação traz apelo estético para o produto, o que é importante no mercado de bens de consumo. Ainda que este trabalho não trate de custos ou questões comerciais, há demanda do mercado para o desenvolvimento de uma técnica de união de aços inoxidáveis martensíticos para aplicação na cutelaria.

Desta forma, torna-se interessante juntar por brasagem um aço que tenha excelente desempenho quando aplicado em facas com outro aço popular nesta área e cujo processamento já é dominado pela indústria.

A brasagem, por não fundir os metais base (MB), apresenta algumas vantagens em relação à soldagem, especialmente no caso de aços inoxidáveis martensíticos, já que possuem baixa soldabilidade. Porém estes aços possuem uma camada de óxido de cromo que prejudica sua molhabilidade pelo metal de adição durante o processo, o que deve ser superado para uma brasagem adequada.

Os aços inoxidáveis martensíticos são normalmente utilizados temperados, portanto, devem passar por este tratamento térmico. Um processo de brasagem simultâneo à têmpera é interessante a fim de eliminar etapas de fabricação, aproveitando o mesmo ciclo térmico para os dois processos. Porém, uma dificuldade extra vem do fato de haver deformação dos aços durante sua têmpera, o que pode prejudicar a brasagem.

Para este fim, fornos a vácuo são cada vez mais utilizados para têmpera, revenido e outros processos que dependam de aquecimento seguidos ou não de resfriamento. Como operam em ausência de oxigênio, as peças saem do forno sem a camada de óxido típica do tratamento térmico em outros equipamentos, além de não haver necessidade de fluxo no processo de brasagem. Estes fornos tem também uma grande flexibilidade com o ajuste das rampas de aquecimento e rápido resfriamento para cada caso, permitindo que a têmpera e a brasagem possam ser executadas num mesmo processo e facilitando ciclos térmicos que evitem a formação de fenômenos prejudiciais como tensões na junta, por exemplo [1].

## 2 REVISÃO DA LITERATURA

A brasagem é um método de união de materiais há muito conhecida e utilizada. Empregada principalmente para unir metais, pode ser também utilizada para juntar materiais de classes diferentes, por exemplo, um metal com um cerâmico. Assim, uma das vantagens da brasagem é que ela abrange uma quantidade de materiais maior do que o da soldagem. Frequentemente, aços e metais não ferrosos são unidos por brasagem para as mais diversas aplicações [2].

Caracteriza-se por brasagem o processo de união entre dois materiais base e um metal de adição de forma que a temperatura deste processo esteja acima dos 450 °C, com o metal de adição na forma líquida, porém abaixo da linha solidus dos materiais base. A brasagem é, portanto, um método de união de dois materiais distintos no qual ambos materiais base estão na forma sólida [3].

Quando os metais base são posicionados para a brasagem, cria-se entre eles um espaço denominado *folga*. Durante a brasagem o metal de adição se torna líquido e é atraído, por capilaridade, para o interior da folga. Devido à relativa alta temperatura os átomos dos diferentes componentes difundem do metal base para o material de preenchimento (e vice-versa) formando uma ligação entre eles que, quando retornam novamente para a temperatura ambiente, consiste nas peças unidas por brasagem [2].

Para um processo ser denominado *brasagem*, todas as seguintes condições precisam ser satisfeitas: os materiais base não sofrem fusão, um material de adição precisa ser utilizado, o processo se dá acima de 450 °C (e acima da temperatura liquidus do metal de adição), há molhamento do material base pelo metal de adição, o metal de adição é puxado (ou mantido) por capilaridade para o interior do espaço entre os materiais base [2].

Existe ainda um processo que utiliza os mesmos princípios da brasagem, mas não deve ser confundido: a solda branda. Para a solda branda a temperatura do processo fica abaixo dos 500 °C, ou seja, a linha liquidus dos metais de adição é mais baixa que esta temperatura e apesar dos princípios serem os mesmos, as técnicas gerais do processo são bastante diferentes [4].

Para o caso de união entre metais, especialmente aços, o processo de brasagem se mostra vantajoso: como não exige a fusão dos metais base como a soldagem, os impactos metalúrgicos nestes metais são, geralmente, muito menores. Desta maneira, resultam

algumas vantagens sobre os métodos de soldagem como a menor distorção das peças e elevada resistência mecânica da junta [5].

Conforme já citado, para um processo de brasagem de sucesso há dois fenômenos principais que idealmente devem existir: molhamento e capilaridade.

Quando um líquido “molha” um sólido significa que este líquido, em nível atômico, possui uma interação preferencial com este sólido em relação ao próprio líquido e à atmosfera em que eles estão. Depende basicamente da natureza dos materiais envolvidos.

Para entender o molhamento é fundamental entender os fenômenos de energia livre de superfície e como elas agem no âmbito da brasagem. Para um sólido, a energia livre de superfície pode ser representada pelo trabalho executado para criar uma nova superfície por clivagem. Esta energia livre de superfície ( $\gamma_s$ ), portanto, é particular para cada material. De forma inversa à criação de uma superfície, quando duas superfícies sólidas são unidas novamente, existe uma variação negativa de energia. Esta variação negativa de energia ou “trabalho de coesão entre superfícies” é igual à soma das energias livres das duas superfícies.

Analogamente, um líquido também possui uma energia livre de superfície. Quando este líquido está em contato com seu sólido gera uma variação na energia livre de superfície que pode ser dada por:

$$W_a = \gamma_s + \gamma_{L/V} - \gamma_{S/L} \quad (1)$$

Onde:

$W_a$  é o trabalho executado pela união entre as superfícies;

$\gamma_s$  é energia livre de superfície entre o sólido e o seu vapor;

$\gamma_{L/V}$  é a energia livre de superfície entre o líquido e o seu vapor;

$\gamma_{S/L}$  é a energia livre de superfície entre o sólido e o seu líquido [3].

Para uma gota de líquido sobre uma superfície sólida e em contato com seu vapor há três energias livres: energia livre do sólido ( $\gamma_s$ ), do sólido com o líquido ( $\gamma_{S/L}$ ) e do líquido com o vapor ( $\gamma_{L/V}$ ). Podemos encarar as energias livres como forças de forma que um esquema de equilíbrio entre as forças pode ser visto na Figura 1:

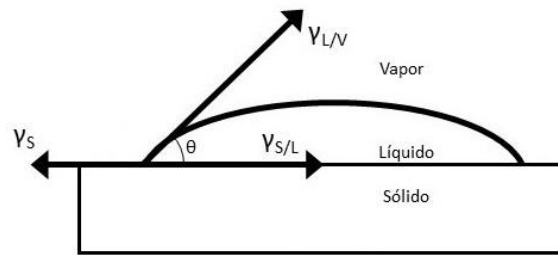


Figura 1: Gota sessil e energias interfaciais

Quanto menor for a energia entre sólido e líquido, maior a tendência da área de contato sólido/líquido aumentar (minimizando a energia do sistema) e com isto também diminuindo o ângulo  $\theta$ .

Ignorando-se a força da gravidade, podemos representar o equilíbrio entre estas forças presentes pela equação 2:

$$\gamma_s - \gamma_{s/L} - \gamma_{L/V} \cdot \cos \theta = 0 \quad (2)[6]$$

Analisando a equação (2), nota-se que quando a energia entre sólido e líquido for menor que entre sólido e vapor, para que a energia livre do sistema seja a menor possível, haverá um aumento da área sólido/líquido diminuindo o ângulo  $\theta$ . Diz-se que um líquido “molha” um sólido para valores de  $\theta$  menores que 90 graus. Antagonicamente, para maiores valores de energia superficial do líquido, menor tende a ser a molhabilidade. Caso o valor do ângulo de molhamento ( $\theta$ ) for maior que 90 graus, a gota sessil tende a assumir uma forma esférica e não molha o sólido [6].

Apesar da relação entre energias superficiais entre os materiais envolvidos na brasagem não ser simples e de ser relativamente difícil medir as energias de superfícies destes materiais em laboratório não especializado, torna-se evidente a importância destes parâmetros quando se pensa no processo de brasagem. Também, de forma resumida, percebe-se que um líquido de alta energia interfacial somente molhará um sólido de também alta energia superficial. Ainda, na brasagem é sempre desejado um líquido de baixa energia superficial e sólidos com alta energia superficial.

Ainda com relação ao molhamento e a dependência deste com as energias livres interfaciais entre o líquido, o material base e a atmosfera em que se encontra, é possível perceber que qualquer substância que não seja diretamente um material envolvido na brasagem é altamente indesejada. Esta pode ser considerada uma desvantagem da brasagem,

pois a limpeza é essencial para um molhamento adequado e, portanto, para uma junta brasada de boa qualidade. Apesar de aparentemente simples, a limpeza das peças pode desempenhar papel importante na etapa de desenvolvimento do método de união, visto que em muitas indústrias (e mesmo laboratórios) nem sempre há mão-de-obra e condições adequadas de ambiente. Um pequeno descuido no momento da preparação da junta brasada pode comprometer o resultado devido a contaminantes nos materiais base.

Quando dois materiais base são posicionados para formarem uma junta brasada, o espaço entre estes dois materiais é denominado folga. Durante a brasagem, esta folga deve ser preenchida pelo metal de adição [2].

Juntamente com o molhamento, a capilaridade é importante para o sucesso do processo de brasagem, sendo essa de fundamental importância. Durante o processo de brasagem, o metal de adição deve fundir e então, já no estado líquido, preencher a folga sendo atraído para o interior da folga por capilaridade [2].

Quando duas superfícies paralelas e suficientemente próximas são posicionadas (duas chapas, por exemplo) e colocadas em contato com um líquido que molhe estas superfícies sólidas, a energia de interface entre o líquido e o sólido gera uma força formando um menisco. A formação do menisco cria uma diferença de pressão, fazendo com que o líquido flua para o interior do espaço formado pelas chapas. No processo de brasagem, chamamos a distância de separação entre as chapas de folga. Um excelente preenchimento da folga é essencial para uma boa junta brasada [4].

À medida que um líquido flui por capilaridade para uma folga vertical, cria uma coluna de líquido que possui uma força hidrostática proporcional à altura que este líquido subiu na folga, à densidade deste líquido e a aceleração da gravidade. Esta força hidrostática se opõe à força gerada pelo menisco e quando atingirem o mesmo valor será o ponto de máxima altura que o líquido é capaz de preencher a folga [4].

A altura “H” que um líquido preenche uma folga “F” formada por duas chapas paralelas e verticais é dada por:

$$H = \frac{2(\gamma_{L/V}) \cdot \cos\theta}{F\rho g} \quad (3)$$

Onde:

$\rho$  é a densidade do líquido;

$g$  é a aceleração da gravidade [6];

Desta forma, verifica-se que a folga é parâmetro essencial no dimensionamento de uma junta brasada. Uma folga muito grande pode impedir a capilaridade de atuar na junta e o metal de adição não vai ocupar completamente a folga. Também é possível estimar que imperfeições dos materiais que causem a variação da folga ao longo da junta terão papel importante na qualidade da junta como um todo. Apesar do molhamento não ser absolutamente essencial na brasagem, percebe-se que um molhamento adequado também é importantíssimo para que a capilaridade atue [7].

Por outro lado, uma folga muito pequena vai causar dificuldade do metal de adição, líquido, escoar totalmente para dentro da folga. Desta forma, corre-se o risco de não preencher completamente a folga e ter espaços vazios, sem metal de adição na junta, diminuindo drasticamente a resistência mecânica do conjunto formado [7].

É importante também levar em consideração a velocidade de preenchimento da folga. A altura  $H$  considerada anteriormente será preenchida durante um tempo “ $t$ ” conforme a seguinte equação:

$$H = \frac{\sqrt{Ft(\gamma_{L/V}) \cos \theta}}{3\eta} \quad (4)$$

Onde:

$\eta$  é a viscosidade do líquido [6];

Considerando as equações (3) e (4), pode-se fazer algumas considerações importantes:

- O aumento da folga diminui a altura que um líquido atinge por capilaridade;
- O aumento da folga aumenta a taxa de preenchimento da folga pelo líquido;
- Um bom molhamento (que implica em baixo ângulo  $\theta$  e alto  $\gamma_{L/V}$ ) é importante tanto para uma boa altura quanto para alta velocidade de preenchimento da folga.
- Uma baixa viscosidade aumenta a taxa de preenchimento da folga.

Em relação à viscosidade, esta é considerada na faixa de temperatura em que o processo ocorre. Na brasagem, procura-se uma rápida transição sólido/líquido para o metal de adição. Normalmente compostos com um pequeno intervalo de temperatura de transição sólido/líquido são desejados (composições eutéticas são ideais)[6].



Outra característica da brasagem é a resistência da junta formada quando o processo é executado de forma satisfatória. A resistência desta junta pode, inclusive, ser maior do que a resistência do metal de adição. Esta situação surpreendente em uma primeira análise pode ser facilmente explicada pela geometria da junta, que quando submetida à tração, leva a um estado triaxial de tensões que excede o valor do metal de adição puro sob tração [6].

Esse estado triaxial de tensões depende diretamente da folga, ou seja, da distância entre as duas faces do material base. A folga, portanto, desempenha papel importantíssimo no processo de brasagem e em última instância, afeta diretamente a resistência da junta brasada [5].

O fenômeno da liquação na brasagem é indesejado e deve ser entendido e evitado. Como já dito anteriormente, a brasagem ocorre em uma dada temperatura abaixo da linha solidus dos metais base e acima da linha liquidus do metal de adição. Porém, um chamado metal de adição é usualmente uma liga metálica composta de pelo menos dois elementos distintos [2].

Idealmente esta liga metálica deve ser eutética de modo que uma variação muito pequena na temperatura possibilite o metal a passar completamente de sólido para líquido. À medida em que a composição da liga metálica se afasta do ponto eutético (para ambos os lados), existe um intervalo de temperatura entre a linha solidus e liquidus, ou seja, um intervalo de “amolecimento” do material em que ele não é completamente sólido nem completamente líquido [2].

Considere-se um metal de adição não-eutético posicionado em contato com uma folga composta por dois materiais base. Na temperatura ambiente todo o conjunto permanece sólido. Se a temperatura for aumentando, a partir do momento em que se ultrapassa a linha solidus há formação de uma porção líquida. Caso haja capilaridade, a porção líquida é sugada para dentro da folga enquanto a porção sólida permanece imóvel, fora da folga. Desta forma, há um gradual movimento do metal de adição para dentro da folga. Esta porção líquida formada possuiu uma composição química mais próxima do ponto eutético e, portanto, um menor ponto de fusão. De modo contrário, a parte sólida está mais afastada do ponto eutético e necessita maior temperatura para fundir. Para uma liga hipoeutética, por exemplo, conforme o líquido for fluindo para dentro da folga, o sólido vai empobrecendo ainda mais em soluto e sua temperatura de fusão aumenta cada vez mais. Este processo pode continuar até um ponto onde a temperatura liquidus do metal de adição seja mais alta do que a

temperatura solidus do metal base, causando a impossibilidade de executar a junta por brasagem [2].

O fenômeno descrito acima é conhecido como liquação e pode ser evitado basicamente de duas formas: usando-se uma liga eutética como metal de adição; ou com uma liga não eutética, mas uma alta taxa de aquecimento, percorrendo-se suficientemente rápido o intervalo de temperatura entre as linhas solidus e liquidus do material [2].

## 2.1 METAL DE ADIÇÃO

Para união de materiais por brasagem há uma infinidade de metais de adição que devem ser levados em consideração. Mais que isto, devem ser selecionados com base principalmente na compatibilidade com os materiais base em relação à molhabilidade e capilaridade.

Há ainda que levar em consideração a interação dos materiais base com o metal de adição. Esta interação pode causar também fenômenos altamente indesejados como a formação de compostos intermetálicos frágeis ou ainda, a difusão intergranular do metal de adição no metal base [6].

A maioria dos aços inoxidáveis podem ser brasados com mais de uma família de metais de adição, entre elas, as que contém prata, níquel, ouro e cobre. O metal mais adequado para cada caso depende das propriedades que se queira atingir, tais como resistência à corrosão, resistência à tração da junta, temperatura a que o componente vai ser sujeitado em serviço ou mesmo devido à compatibilidade com o metal base que às vezes pode ser reduzida.

Desta forma, uma vez que se tenha decidido quais serão os metais base, pode-se proceder à escolha do metal de adição considerando os seguintes pontos:

- Compatibilidade com o metal base – molhamento e possíveis interações indesejadas com os metais base;
- Formato da junta – geometria e modo como as peças serão brasadas, o que pode limitar o método de brasagem e requerer dispositivos/equipamentos específicos.
- Métodos de brasagem – equipamentos disponíveis e possibilidade de atender às necessidades do processo em função dos materiais utilizados, da geometria da junta e das propriedades que a junta deve apresentar;

- Forma do metal de adição – com base nos itens anteriores é importante determinar se o metal de adição será na forma de fio ou placa (sólidos), pó ou mesmo pasta de brasagem. Muitas vezes a forma do metal de adição depende também do método que se vai escolher [6, 8];

A partir do ponto que se tem os materiais envolvidos, outros parâmetros são estabelecidos para que a peça brasada atenda aos requisitos solicitados. Dependendo da função que a peça final irá desempenhar, pode-se desenhar o processo a fim de otimizar as propriedades mecânicas ou elétricas da junta ou ainda, atender requisitos em relação à resistência à corrosão, altas/baixas temperaturas ou mesmo aparência (estética) da junta [2, 5].

Também faz parte do desenvolvimento do processo de brasagem o estabelecimento de parâmetros importantes tais como:

- Temperatura de brasagem – deve ser suficientemente alta para que a capilaridade atue de forma a atrair o metal de adição líquido para dentro da folga e a preencha completamente, porém excesso de temperatura pode gerar fenômenos indesejados como compostos intermetálicos, mudanças de fase no metal base ou distorções da junta. O intervalo de temperatura de brasagem do metal de adição deve ser compatível com a temperatura na qual ocorrerá a brasagem. A Tabela 1 mostra os intervalos de temperatura de brasagem para as principais famílias de metais de adição que são descritas nos itens 2.1.1 a 2.2.4;
- Taxa de aquecimento e de resfriamento – podem ser limitadas pelo equipamento disponível. Normalmente altas taxas de aquecimento e resfriamento são desejadas, porém, não necessariamente quanto maiores as taxas, melhor. Especialmente durante o resfriamento, podem ocorrer fenômenos indesejados como mudanças de fase dos metais base (têmpera, por exemplo) ou outros causadores de distorção. Trincas em fases frágeis também podem surgir fruto de uma taxa de resfriamento excessivamente alta;
- Folga – conforme visto anteriormente, a folga é um dos principais parâmetros de um processo de brasagem [8].

Vale ainda lembrar que para um processo industrial que se vislumbre, existem ainda aspectos econômicos que necessariamente são levados em consideração para decidir se a brasagem atende ou não às exigências. Durante a concepção do processo de brasagem as

diversas opções devem ser consideradas a fim de atender tanto às exigências técnicas quanto econômicas.

### **2.1.1 Metais de adição à base de prata**

São largamente utilizados em aços inoxidáveis. As relativas baixas temperaturas de brasagem da família BAg podem significar que a brasagem ocorra em temperaturas que causem a sensitização dos aços inoxidáveis austeníticos. Assim, metais de adição desta família geralmente são evitados para aços austeníticos que requerem boa resistência à corrosão [5, 6].

A composição química dos metais de adição desta família muitas vezes os torna inadequados para processos em forno a vácuo devido ao cádmio ou zinco que vaporizam facilmente e podem precipitar nas zonas frias do forno, tipicamente a bomba de vácuo, danificando o equipamento [5, 6].

Além disto, juntas brasadas com metais de adição à base de prata são recomendadas apenas para serviço em temperaturas que não excedam os 370 °C [5, 6].

### **2.1.2 Metais de adição à base de níquel**

Também populares entre juntas brasadas de aços inoxidáveis, a família BNi é muito utilizada justamente onde os metais à base de prata não atendem aos objetivos: quando é requerida uma alta resistência à corrosão ou uma resistência mecânica para temperaturas mais altas [5, 6].

Um dos motivos para os metais de adição à base de níquel serem muito usados em aços inoxidáveis é que eles apresentam boa molhabilidade nos metais base [9, 10].

No entanto, há uma tendência desta família de metais de adição formarem ligas com os metais base gerando dois pontos principais que geralmente são motivo de preocupação entre quem executa processo utilizando metais à base de níquel: o primeiro é que estas ligas geralmente são de baixa ductilidade, inferior tanto à ductilidade do metal de adição puro quanto a dos metais base, gerando assim um ponto preferencial para nucleação de trincas quando a junta é posta sob solicitação mecânica [2, 5].

O segundo ponto é que estas ligas intermetálicas frequentemente possuem ponto de fusão em temperaturas altas, mesmo acima da temperatura de brasagem a que estão sendo submetidas. Desta forma, pode ocorrer a solidificação do metal de adição/liga intermetálica de forma a interromper o fluxo de metal de adição líquido que deve preencher a folga. Para prevenir este segundo ponto pode ser necessário utilizar folgas maiores para a junta a fim de garantir o total preenchimento desta pelo metal de adição [2].

Em função da temperatura de brasagem mais alta para materiais desta família, é comum que sejam utilizados em fornos e com atmosfera controlada que por consequência, tenham um maior controle do processo. Fornos a vácuo são eficientes para processos com estas características [8].

### **2.1.3 Metais de adição à base de cobre**

Os metais de adição à base de cobre, BCu, são muitas vezes compostos em sua totalidade por cobre e podem possuir também altas temperaturas de brasagem. Estas temperaturas são tão altas que praticamente restringem sua utilização em fornos de atmosfera controlada, sendo quase sempre acima dos 1080 °C e passando facilmente dos 1120 °C [5, 8].

Para metais de adição da família BCu na forma de pasta, são adicionados aditivos que podem inviabilizar a sua utilização em fornos a vácuo. Uma análise deve ser feita para estes casos e geralmente o processo em vácuo só pode ser conduzido para a gama de materiais na região das temperaturas mais altas para esta família, geralmente acima dos 1100 °C [5, 8].

### **2.1.4 Metais de adição à base de ouro**

O alto custo destes materiais tornou relativamente rara a sua utilização, geralmente se restringindo a aplicação, como por exemplo, em equipamentos aeroespaciais [6].

Uma grande vantagem da família BAu é que estes metais de adição não costumam formar fases intermetálicas, levando a juntas com resistência à corrosão, ductilidade e adequada resistência mecânica [5, 6].

Apesar de ser um processo antigo de união de materiais, a brasagem continua evoluindo e com o processo, suas matérias primas. Atualmente, podem ser encontrados inúmeros metais de adição, em diversas formas (chapas, pós, fios, pastas, etc.) e para

diferentes tipos de processo (com fluxo, sem fluxo, no vácuo). Porém o custo destes materiais é consideravelmente alto, sendo uma das desvantagens do processo de brasagem.

Tabela 1: Metais de adição classificados pela AWS e suas respectivas temperaturas de brasagem – transcrito de *Joining of materials and structures* [2]

Classificação AWS	Intervalo de temperatura de brasagem [°C]	Composição química nominal
<b>Ligas Alumínio-Silício</b>		
BAlSi-2	1110 - 1150	92,5 Al, 7,5 Si
BAlSi-3	1060 - 1120	86 Al, 10 Si, 4 Cu
BAlSi-4	1080 - 1120	88 Al, 12 Si
BAlSi-5	1090 - 1120	90 Al, 10 Si
<b>Ligas de Magnésio</b>		
BMg-1	1120 - 1160	89 Mg, 2 Zn, 9 Al
BMg-2a	1080 - 1130	83 Mg, 5 Zn, 12 Al
<b>Ligas cobre-fósforo</b>		
BCuP-1	1450 - 1700	95 Cu, 5P
BCuP-2	1350 - 1550	93 Cu, 7 P
BCuP-3	1300 - 1500	89 Cu, 5 Ag, 6 P
BCuP-4	1300 - 1450	87 Cu, 6 Ag, 7 P
BCuP-5	1030 - 1500	80 Cu, 15 Ag, 5 P
<b>Ligas cobre-cobre zinco</b>		
BCu-1	2000 - 2100	99,9 Cu (min)
BCu-1a	2000 - 2100	99,0 Cu (min)
BCu-2	2000 - 2100	86,5 Cu (min)
RBCuZn-A	1670 - 1750	57 Cu, 42 Zn, 1 Sn
RBCuZn-D	1720 - 1800	47 Cu, 11 Ni, 42 Zn
<b>Ligas de prata</b>		
BAG-1	1145 - 1400	45 Ag, 15 Cu, 16 Zn, 24 Cd
BAG-1a	1175 - 1400	45 Ag, 15 Cu, 16 Zn, 24 Cd
BAG-2	1295 - 1550	45 Ag, 26 Cu, 21 Zn, 18 Cd
BAG-2a	1310 - 1550	30 Ag, 27 Cu, 23 Zn, 20 Cd
BAG-3	1270 - 1500	52 Ag, 15 Cu, 15 Zn, 15 Cd, 3 Ni
BAG-4	1435 - 1650	40 Ag, 30 Cu, 23 Zn, 2 Ni
BAG-5	1370 - 1550	45 Ag, 30 Cu, 25 Zn
BAG-6	1425 - 1600	53 Ag, 31 Cu, 16 Zn
BAG-7	1205 - 1400	56 Ag, 22 Cu, 17 Zn, 5 Sn
BAG-8	1435 - 1650	77 Ag, 23 Cu
BAG-8a	1410 - 1600	77 Ag, 23 Cu
BAG-13	1575 - 1775	54 Ag, 40 Cu, 5 Zn, 1 Ni
BAG-13a	1600 - 1800	56 Ag, 42 Cu, 2 Ni
BAG-18	1325 - 1550	60 Ag, 40 Cu
BAG-19	1610 - 1800	92 Ag, 8 Cu
<b>Metais preciosos</b>		
BAu-1	1860 - 2000	37 Au, 63 Cu
BAu-2	1635 - 1850	79,5 Au, 20,5 Cu
BAu-3	1885 - 1995	34 Au, 62 Cu, 4 Ni
BAu-4	1740 - 1840	82 Au, 18 Ni
<b>Ligas de Níquel</b>		
BNI-1	1950 - 2200	14 Cr, 3 Br, 4 Si, 4 Fe, 75 Ni
BNI-2	1850 - 2150	7 Cr, 3 Br, 4 Si, 3 Fe, 83 Ni
BNI-3	1850 - 2150	3 Br, 4 Si, 2 Fe, 9 Ni
BNI-4	1850 - 2150	1 Br, 3 Si, 2 Fe, 94 Ni
BNI-5	2100 - 2200	19 Cr, 10 Si, 71 Ni
BNI-6	1700 - 1875	11 Br, 89 Ni
BNI-7	1700 - 1900	13 Cr, 10 Br, 77 Ni

## 2.2 MEIOS DE PROTEÇÃO: FLUXOS E ATMOSFERAS

Para uma brasagem adequada já foi evidenciada a importância do molhamento. Para que ocorra o molhamento do metal de adição líquido nos metais base é importante que as superfícies metálicas estejam livres de quaisquer sujeiras ou contaminantes. Para o caso de aços inoxidáveis, abordados neste trabalho, estão dentre os principais agentes deteriorantes das condições de molhamento o carbono e óxidos diversos [3, 6].

Em aços inoxidáveis, o carbono geralmente é proveniente de lubrificantes ou contaminantes industriais e pode ser facilmente limpo e removido com uma limpeza e desengraxe das peças a serem brasadas [3, 6].

A presença de óxidos, também um problema na brasagem, pode requisitar mais atenção de quem prepara o procedimento. O óxido de ferro (presente principalmente em aços com menor teor de cromo) e o óxido de cromo são os que mais ocorrem, em especial este último devido à natureza dos aços com teor de cromo maior que 12 % [3, 6].

É intrínseco aos aços inoxidáveis que exista uma fina camada de óxido de cromo que acaba protegendo a parte metálica do material contra o oxigênio da atmosfera – a chamada camada passivada. Esta camada deve ser removida com decapagem (química ou mecânica) e a brasagem deve ocorrer o mais breve possível antes que a camada se forme novamente [3, 6].

Apesar dos procedimentos citados acima para evitar quaisquer intrusos que prejudiquem o molhamento na brasagem, é normal formarem-se óxidos durante o aquecimento para a brasagem quando o oxigênio está presente. Conforme a temperatura aumenta, fica mais alta também a reatividade dos átomos metálicos e sua tendência à oxidação. Para evitar estes novos óxidos, é comum a utilização de fluxos de brasagem [3, 6].

Os fluxos utilizados podem assumir várias formas – pó, pasta, líquido – e possuem papel importante em muitos processos de brasagem. A principal função do fluxo é formar uma escória que aprisiona ou dilui os óxidos formados e manter o contato puramente metálico entre o metal de adição e os materiais base, mantendo isolados da reação elementos indesejados, principalmente o oxigênio [3, 6].

Uma função secundária geralmente desejada é que o fluxo possua a propriedade de diminuir a viscosidade do metal de adição. Assim como o tamanho da folga influenciará diretamente a tendência do metal de adição de preencher adequadamente, também terá

forte influência a viscosidade do metal de adição. Esta viscosidade desejada geralmente é baixa, o que facilita o escoamento do metal de adição no estado líquido. Porém, nem sempre os materiais que melhor atendem o processo tem viscosidade ideal. Os fluxos - necessários na brasagem para evitar que óxidos estejam presentes na junta - atuam, muitas vezes, de forma a gerar compostos que reduzem consideravelmente a viscosidade dos metais de adição fazendo com que estes escoem mais facilmente para o interior da folga através da capilaridade [3, 6].

Um bom fluxo deve possuir baixa temperatura de fusão de modo que esteja totalmente líquido antes que o metal de adição se torne também líquido, prevenindo também a formação de óxidos no metal base por aquecimento deste. Por outro lado, há uma tendência de que um fluxo com muito baixa temperatura de fusão se torne instável na temperatura de brasagem, o que prejudica a função de proteção do fluxo. Desta forma, uma boa aproximação é que um fluxo deve estar já liquefeito por volta de 50 °C antes que o metal de adição comece a fundir e manter-se estável pelo menos 50 °C acima da máxima temperatura atingida durante a brasagem [8].

Assim como a brasagem pode ser executada de muitas formas (incluindo a utilização de uma tocha manual), também a adição do fluxo pode ser desde manual até métodos automatizados ou que exigem equipamentos de maior porte [3, 6].

Os fluxos de brasagem são ainda a forma mais comum de evitar que o oxigênio esteja presente durante o processo. Apesar disto, há outras alternativas disponíveis, como a utilização de atmosferas controladas. Esta última opção é especialmente interessante para brasagens que podem ser conduzidas em fornos, podendo desta forma serem facilmente utilizados gases inertes ou redutores para evitar presença de oxigênio. Outra boa solução é a brasagem em fornos a vácuo – apesar desta estar limitada em relação às pressões de vapor dos componentes envolvidos no processo [8].

Nos casos em que o fluxo não é necessário, especialmente em processos realizados em fornos a vácuo, a brasagem ocorre em baixas pressões (tipicamente da ordem de  $10^{-4}$  bar) e na ausência de oxigênio. Normalmente os fornos a vácuo são preenchidos com gases inertes (especialmente nitrogênio) a fim de expulsar do forno todo o oxigênio presente no ar e, após este preenchimento com gases inertes, o vácuo é produzido [3, 6, 8].

No caso específico de fornos a vácuo, podem ser utilizadas pastas com o metal de adição de forma que não seja requerido fluxo adicional [1].



### 2.3 INTERAÇÕES ENTRE OS METAIS BASE E O METAL DE ADIÇÃO

Além dos parâmetros de processo que a brasagem compreende, há pelo menos 3 componentes: os dois materiais base (trataremos de aços) e o metal de adição. Torna-se importante, portanto, considerar que estes 3 componentes irão interagir entre si afetando assim a dinâmica da junta brasada [3, 6].

Do ponto de vista atômico, pode-se destacar como principais tipos de interação que podem ocorrer entre os metais base e o metal de adição:

- Difusão do metal de adição no metal base e vice-versa;
- Formação de compostos intermetálicos frágeis;
- Formação de uma terceira liga entre ambos os metais base;
- Penetração do metal de adição nos contornos de grão do metal base [5, 6].

Além dessas, existe ainda o risco de outras interações do ambiente ou parâmetros de brasagem com os metais a ser brasados:

- Difusão de hidrogênio nos metais em questão – pode ser evitado com uso adequado de fluxo ou especialmente em fornos a vácuo;
- Precipitação de carbonetos em contornos de grãos – gerados no ciclo térmico da brasagem, especialmente durante o resfriamento de aços inoxidáveis martensíticos;
- Trincas por tensão – causadas devido às diferentes variações volumétricas de cada aço, oriundas das transformações de fase dos aços de composição químicas diferentes [5, 6].

Devido à complexidade do processo de brasagem quando consideramos estes fatores como um todo, torna-se praticamente impossível prever o comportamento da junta brasada. Desta forma, para uma junta brasada satisfatória, além de estudar previamente todos os materiais e parâmetros de processo é imprescindível validar cada variável através de testes práticos.

## 2.4 MÉTODOS DE BRASAGEM

Vários métodos de brasagem foram desenvolvidos ao longo da história, dentre os principais se destacam:

- Por chama;
- Em forno;
- Por difusão;
- Por imersão;
- Por indução elétrica;
- LASER [5, 6];

Métodos menos comuns ainda incluem:

- Por resistência elétrica;
- Por infravermelho;
- Por quartzo radiante;
- Por reação exotérmica [4, 8];

É importante lembrar que o processo de brasagem depende do metal de adição no estado líquido interagir com os metais base. Para tanto, basta que o metal de adição seja aquecido até a temperatura desejada. Assim, diversos outros métodos de brasagem podem ser desenvolvidos variando-se o controle da atmosfera (com ou sem fluxo) e o método de aquecimento do metal de adição.

Uma das formas de conduzir a brasagem sem a presença de elementos indesejados e deletérios para o processo – e sem utilizar fluxos – é através de atmosferas redutoras ou inertes. Para o segundo caso, pode-se ainda subdividir entre atmosferas com gases inertes ou com a ausência de matéria, o vácuo [1, 8].

É sabido que o vácuo absoluto é apenas teórico e impraticável, mas com a utilização de equipamentos adequados – entenda-se fornos e sistemas de bombeamento – é possível atingir pressões de vácuo satisfatórias para a brasagem. Nos fornos com sistema de bombeamento para vácuo podemos dividir os níveis de vácuo da seguinte maneira:

- Vácuo grosseiro:  $10^2$  a  $10^5$  N/m<sup>2</sup>
- Vácuo fino: de  $10^{-1}$  a  $10^2$  N/m<sup>2</sup>
- Alto vácuo: de  $10^{-5}$  a  $10^{-1}$  N/m<sup>2</sup>

- Ultra alto vácuo: pressão inferior a  $10^{-5}$  N/m<sup>2</sup> [1].

Um problema típico enfrentado em fornos a vácuo mais simples é a homogeneidade térmica e troca de calor no interior do forno. No vácuo a única forma de troca de calor possível entre duas peças separadas entre si é a irradiação, pois não há condução entre peças fisicamente separadas e nem a convecção que necessitaria de um meio fluido para ocorrer. A irradiação, porém, possui uma taxa de troca de calor muito pequena para baixas temperaturas, onerando muito o processo devido ao longo tempo requerido para manter a homogeneidade térmica no início do aquecimento [1].

Para contornar este problema, os fornos a vácuo nos quais a brasagem é feita geralmente são assistidos por um gás inerte – tipicamente o nitrogênio. Inicialmente é feito vácuo no interior do forno a fim de expulsar todo o oxigênio e demais contaminantes que possam estar presentes na atmosfera. Depois o forno frio é preenchido por nitrogênio. A seguir é iniciado o aquecimento com as peças nesta atmosfera de nitrogênio. Um agitador é ligado no interior do forno a fim de promover a convecção forçada. Assim, através da convecção forçada com nitrogênio gasoso, se acelera em muito o aquecimento das peças [1, 8].

Durante o aquecimento pode ocorrer a presença de vapores indesejados tanto para o processo de brasagem quanto para a integridade do forno. Isto se dá devido às baixas pressões e temperaturas acima dos 400 °C que volatilizam contaminantes que eventualmente não foram devidamente removidos antes do carregamento no forno. Neste caso se pode executar também uma etapa adicional com um processo de “limpeza” do forno. Por volta de 400 a 500 °C o sistema de vácuo entra em ação e retira todo o nitrogênio contendo os contaminantes. Após o vácuo atingido, o forno é preenchido com nitrogênio limpo para continuar o aquecimento [1].

Na etapa seguinte, geralmente por volta dos 800 °C, o nitrogênio é bombeado para fora do forno juntamente com alguma impureza ou contaminante que possa ter evaporado nesta última etapa de aquecimento. A partir deste ponto a irradiação já possui uma taxa de troca de calor satisfatória e o nitrogênio (ou outro fluido) não é mais necessário. O ciclo térmico segue então as etapas definidas até o momento do resfriamento.

Para o resfriamento, o forno utiliza novamente um gás inerte – mais uma vez o nitrogênio é o mais comumente utilizado – a fim de promover o resfriamento por convecção forçada. A troca térmica na etapa de resfriamento normalmente deve ser alta, especialmente

nos casos aonde também é objetivo do ciclo térmico a têmpera dos metais brasados. Portanto, é interessante uma atmosfera na qual se possa controlar a severidade do meio de têmpera.

Devido ao baixo calor específico do nitrogênio gasoso a troca térmica durante esta etapa pode ser muita baixa. Para contornar este problema uma série de recursos estão disponíveis na maioria dos fornos atuais:

- Velocidade do gás de convecção: um sistema de ventilação mais potente é usado, diferente do sistema de agitação para aquecimento. Este sistema é composto por um motor elétrico de muito mais alta potência e um ventilador que conferem altas velocidades durante a convecção. Além disto, sendo o motor elétrico facilmente modulável, esta velocidade pode ser escolhida conforme necessidade de cada processo. A Figura 2 ilustra a diferença da velocidade para o resfriamento da carga;

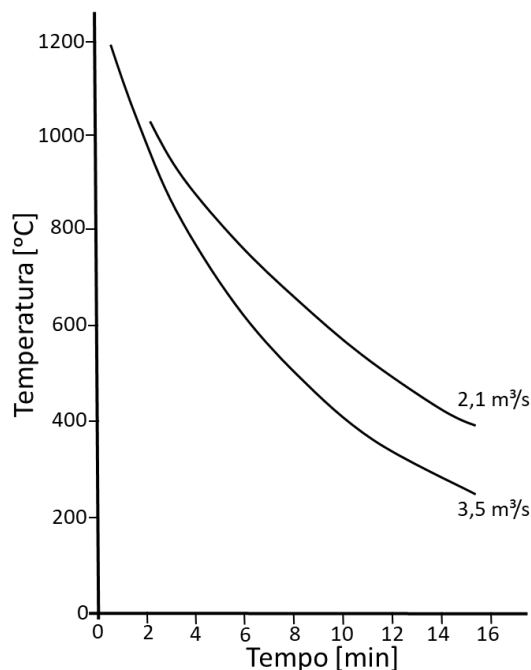


Figura 2: Aço ferramenta M2 temperado em atmosfera de nitrogênio a 2 bar; corpo de prova cilíndrico de raio 25 mm e comprimento 100 mm. Influência da velocidade (agitação) no resfriamento [1]

- Pressão do gás de convecção: o calor específico do gás é dado em unidades de calor por unidade de massa. Aumentando a pressão do gás dentro de um determinado espaço significa aumentar também a massa deste gás neste espaço. Portanto, ao se aumentar a pressão do gás no forno se aumenta também a quantidade de calor que esta massa pode absorver para uma mesma diferença de temperatura.

Objetivamente, o que se consegue aumentando a pressão do gás é o aumento da severidade do meio através do aumento da densidade do gás. Usualmente fornos modernos operam em pressões de até 20 bar com nitrogênio, atingindo severidades de têmpera comparáveis com a de alguns líquidos. A diferença da pressão do gás de convecção sobre o resfriamento da carga pode ser visto na Figura 3;

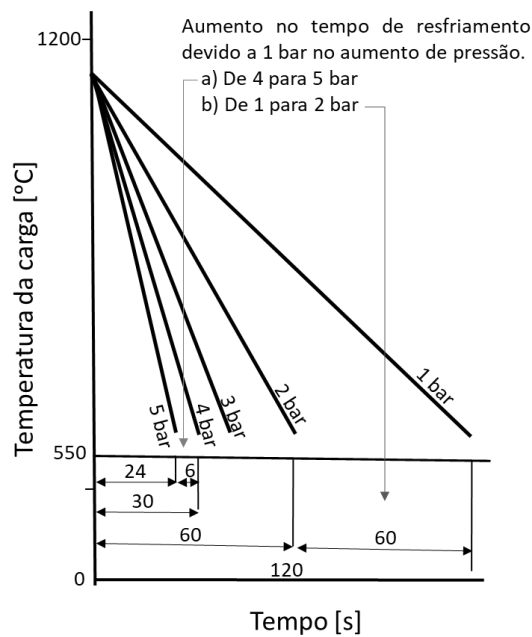


Figura 3: Influência da pressão sobre o resfriamento em um forno a vácuo [1]

- Utilização de diferentes gases de resfriamento: o nitrogênio normalmente é usado devido ao seu custo e benefício oferecidos, pois permite temperar a maior parte dos aços a um custo relativamente baixo e com segurança (por ser inerte). Porém, caso necessário, outros gases podem ser adaptados ao processo sendo o de maior severidade o hidrogênio. Neste último caso, porém, deve-se arcar com o alto custo do gás e maiores riscos devido à inflamabilidade do hidrogênio. A Figura 4 mostra diferentes gases que podem ser utilizados em fornos a vácuo e seus efeitos.

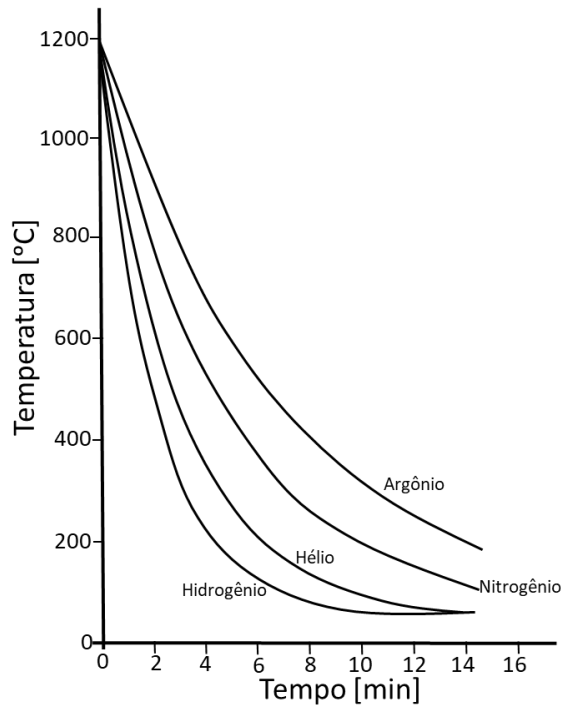


Figura 4: Aço ferramenta M2 temperado em atmosfera gasosa a 1 bar; corpo de prova cilíndrico de raio 25 mm e comprimento 100 mm. Influência do gás de resfriamento na severidade do forno a vácuo [1]

Fornos a vácuo são cada vez mais utilizados para têmpera e outros processos que dependam de aquecimento. É possível uma grande personalização do processo, além da possibilidade de brasagem sem a utilização de fluxos, apenas os metais base e de adição. Além disto, devido à flexibilidade e ajuste das rampas de aquecimento para cada caso, permitem que a têmpera e a brasagem possam ser executadas num mesmo processo e facilitam ciclos térmicos que evitem a formação de fenômenos prejudiciais como tensões na junta, por exemplo [1].

Há muitos anos já são executadas brasagens utilizando fornos a vácuo para a união dos materiais. Muitas vezes, estes processos incluem a brasagem propriamente dita em um estágio e, logo após, ainda dentro do forno, é feito o tratamento térmico dos materiais base. Desta maneira, se executa em forno a vácuo a brasagem e têmpera de aços inoxidáveis martensíticos no mesmo ciclo de aquecimento [9, 11, 12, 13, 14].

Após este ciclo térmico, pode-se proceder ao revenido dos materiais base sem que a junta seja afetada, já que a temperatura do revenido é relativamente baixa para a maioria dos aços inoxidáveis martensíticos (normalmente abaixo de 300 °C) e não há transformações de fase ou grande diferença de variação volumétrica nestas temperaturas.

Para este caso em que a brasagem é feita concomitante com o tratamento térmico dos metais base, é importante notar que um metal base mais dúctil pode aumentar a resistência

à fadiga da junta, pois a maior ductilidade retarda a propagação de trincas por fadiga, além de suportar trincas de tamanho crítico maiores [15].

Outro ponto de atenção para uma junta brasada através da rota descrita acima é com relação às variações dimensionais dos materiais em função da temperatura. Esta variação vem principalmente de dois fatores, considerando dois aços distintos a serem brasados:

1. Uma grande diferença dimensional é devido às transformações metalúrgicas que ocorrem nos metais base durante a têmpera. Sabe-se que na formação da martensita há uma expansão volumétrica do material e que esta expansão se dá em uma temperatura diferente para cada aço. Assim, durante o resfriamento, cada aço irá passar por estas variações dimensionais em momentos distintos, gerando tensões na junta brasada [16];
2. A segunda fonte de variação ocorre em menor grau, através da diferença de coeficientes de expansão térmica entre os materiais. Para dois aços inoxidáveis martensíticos esta diferença é muito pequena [17].

Portanto, é requerido ao metal de adição (MA) que seja suficientemente deformável (elástica ou plasticamente) a ponto de manter a junta brasada íntegra mesmo após esta expansão volumétrica desigual entre os três materiais envolvidos na junta. É importante notar que não se faz referência ao tamanho ou comprimento desta junta. Porém, obviamente, juntas com maior comprimento serão mais suscetíveis a problemas desta natureza do que aquelas mais curtas. Assim, o tamanho das juntas brasadas constitui também um importante parâmetro durante o projeto da mesma [18].

Estes fenômenos relacionados à expansão térmica dos materiais podem gerar microtrincas na junta de forma a induzir efeitos negativos nesta, exigindo um resfriamento mais brando ou controlado até uma temperatura suficientemente baixa para evitar redução da resistência da junta [14].

Além das trincas citadas, há casos em que o resfriamento das juntas brasadas pode causar vazios no centro da junta, na última região a solidificar, devido ao encolhimento dos materiais neste ponto. Este fenômeno, porém, está diretamente ligado aos materiais utilizados na junta, principalmente o metal de adição [9].

Outro ponto interessante a ser observado é o total preenchimento da junta, ou seja, a ausência de defeitos como vazios ou porosidades. Neste sentido, há evidências que brasagens

feitas em fornos a vácuo tendem a apresentar menos porosidades do que o mesmo processo em atmosfera de argônio [19].

Uma temperatura excessivamente baixa pode ter efeito negativo na junta. Neste caso, não ocorre a fusão completa do metal de adição e a folga não é completamente preenchida, gerando vazios [20].

De forma inversa, temperaturas mais altas podem gerar um menor teor de porosidades. Para metais de adição à base de níquel, uma temperatura de brasagem muito próxima à linha solidus pode ocasionar um baixo molhamento no metal base gerando assim vazios na junta. Temperaturas mais altas aumentam a molhabilidade destes metais no aço martensítico [10].

Este efeito da temperatura sobre a molhabilidade também foi observado para metais de adição à base de níquel sobre aço inoxidável martensítico, sendo evidenciado um bom molhamento do metal de adição para temperaturas acima de 1025 °C [21].

Apesar disto, conforme experimentos realizados, é possível formar juntas brasadas livres de porosidades mesmo em temperaturas relativamente baixas e sem a utilização de fornos a vácuo, apenas com atmosferas inertes de argônio. Neste caso, temperaturas de 60 graus acima da linha solidus do metal de adição já foram suficientes para juntas sem porosidades [22].

Ainda em relação às porosidades, um ponto que merece atenção diz respeito ao metal de adição utilizado e seu efeito sobre os metais base, já que muitos metais de adição à base de níquel utilizam boro na sua composição, inclusive o AWS BNi-1 utilizado frequentemente para brasagem em aços martensíticos. O boro, de menor raio atômico, possui uma velocidade de difusão muito maior na junta do que o cromo ou ferro. Desta diferença de velocidade de difusão podem resultar porosidades formadas pelo efeito Kirkendall. Tanto maior será este efeito quanto maior a temperatura de brasagem e maior a diferença de raio atômico entre os elementos difusores [21, 23].

Juntas contendo porosidades e vazios são altamente indesejadas, pois estas regiões não preenchidas pelo metal de adição concentram tensões quando a junta é solicitada mecanicamente. O efeito negativo destes defeitos é evidenciado tanto para a tensão máxima de ruptura da junta quanto para a resistência à fadiga [15].



Além disto, deve-se salientar que normalmente metais base de alta resistência são desejados para juntas livres de defeitos. Mas em juntas contendo porosidades uma resistência maior do metal base não necessariamente leva à uma maior resistência da junta [15].

Em relação aos diferentes tipos de aço, a brasagem é mais complexa e frequentemente mais difícil para aços inoxidáveis do que para aços ferramenta ou ao carbono [24].

Esta dificuldade se dá principalmente por causa da molhabilidade que é reduzida em função de contaminantes ou da camada contendo óxidos de cromo que podem inibir o metal de adição de molhar de forma satisfatória a superfície do material base. Portanto é imprescindível que as amostras de aços inoxidáveis que forem submetidas à brasagem sejam bem limpas antes do experimento para que estejam livres de gorduras, óxidos ou quaisquer outras sujidades [13, 16].

Mesmo limpos, aços inoxidáveis tendem a apresentar baixa molhabilidade para metais de adição, principalmente aqueles que não tem níquel na sua composição. A fim de contornar este problema, alguns autores que trabalham com estes materiais utilizam filmes de níquel depositados sobre os materiais base, mantendo uma superfície limpa e livre de oxidações. Assim, evita-se o problema dos filmes de óxido de cromo que seriam naturais nos aços inoxidáveis e incrementa-se a molhabilidade [9, 25, 26].

Esta prática de deposição de filmes de níquel pode ser vantajosa em relação à molhabilidade conferida ao conjunto brasado, melhorando a penetração do metal de adição na junta. Porém, acarreta em mais uma etapa de fabricação, onerando o processo em tempo e custo caso este venha a ser reproduzido em escala industrial. Processos de deposição de filmes metálicos por células galvânicas são também indesejados devido ao impacto ambiental que podem gerar [9].

Portanto, torna-se interessante avaliar o papel do níquel não apenas como filme depositado no material base, mas como componente do metal de adição a fim de auxiliar no molhamento e conseqüentemente, na resistência da junta brasada. Muitos metais de adição são compostos principalmente por níquel e as temperaturas de brasagem são também compatíveis com processos utilizando aços inoxidáveis austeníticos e – em alguns casos – martensíticos também. Ainda, o níquel contido no metal de adição pode difundir e reforçar a junta brasada na forma de solução sólida em um dos metais base [25].

A família dos metais de adição à base de níquel tem uma faixa de temperatura adequada para utilização concomitante com têmpera de aços martensíticos. Além disto, tem

uma variedade de composições químicas mais extensa do que os metais de adição à base de prata e são excelentes para resistência a corrosão – uma propriedade geralmente desejada quando se utiliza aços inoxidáveis. Por fim, sua composição o torna excelente para utilização em fornos a vácuo (não há vaporização de metais), o que faz com que esta família seja muito popular para este método de brasagem [5].

Apesar de estudos indicando a contribuição positiva do níquel para uma junta brasada entre aços inoxidáveis, outros metais de adição podem ser também consideráveis, como o cobre e a prata, por exemplo. Estas duas famílias de metais de adição podem ser usadas com sucesso para unir aços inclusive com outras ligas de metais não ferrosos [27].

Porém, metais de adição com base prata são descartados em uma primeira análise por diversos motivos, sendo dois os principais: o primeiro é a dificuldade de utilização em forno a vácuo devido a metais como cádmio e zinco presentes na sua composição que vaporizariam durante o ciclo térmico no forno, danificando o equipamento e não cumprindo sua função durante a brasagem; o segundo motivo igualmente impeditivo é a baixa temperatura de brasagem indicada para tais metais de adição (raramente acima de 950 graus) o que impediria a têmpera durante a brasagem [6].

Pode-se vislumbrar ainda a utilização de metais de adição com base cobre já que estes possuem uma temperatura de brasagem maior e mais próximas das temperaturas indicadas também para metais base níquel. Aqueles com base cobre, porém, tem algumas restrições de composição química para utilização com aços inoxidáveis ou fornos a vácuo, além de possuir temperaturas de brasagem ligeiramente inferior. Desta maneira, a temperatura de processo mais baixa prejudicaria consideravelmente a têmpera dos metais base [5, 6].

Ainda sobre a têmpera dos metais base e seu restritivo efeito sobre a temperatura de brasagem – e por consequência, a diminuição das opções de metais de adição – nem mesmo a família dos metais de adição com base níquel atendem plenamente os requisitos de temperatura exigidos para um processo de brasagem e têmpera simultâneos. Apenas uma pequena parte dos metais de adição com níquel atenderiam estas exigências.

No processo de brasagem o metal de adição tem que inicialmente fluir para o interior da folga e a partir daí a difusão atômica une os materiais. Portanto é fácil entender que o tempo mínimo de processo é aquele necessário que o metal de adição ocupe o espaço entre os materiais base. Tempos tão pequenos quanto 5 minutos já podem ser suficientes para o

preenchimento da folga para alguns casos, obviamente dependendo sempre da temperatura e do metal de adição em questão [16, 21].

Além dos materiais envolvidos na brasagem, um parâmetro importante é a temperatura, que deve ser abordado com atenção. É sabido que maior energia (calor) possibilitam uma maior difusão, visto que os átomos terão maior mobilidade em maiores temperaturas. Portanto, é esperado que para um tempo admissível de processo, exista uma temperatura mínima para que ocorra a difusão – e conseqüentemente a brasagem. Seguindo este raciocínio e considerando apenas variações na temperatura, o aumento desta aumenta também a camada difundida do metal de adição no metal base [26].

Um cuidado que deve ser tomado com juntas brasadas em aços inoxidáveis martensíticos diz respeito às interações que podem resultar do contato entre metais base e metal de adição. Quando a junta está em alta temperatura, difusão atômica ocorre nas superfícies molhadas pelo metal de adição e neste momento pode se dar a ocorrência de compostos intermetálicos frágeis [6].

Estes compostos intermetálicos frágeis podem ser responsáveis por nuclear e iniciar trincas durante tensão, propagar estas trincas e acabar causando a falha da estrutura mesmo para casos onde os metais base inicialmente possuem adequada ductilidade. Mesmo processos conduzidos a menores temperaturas – da ordem de 500 °C – podem gerar a formação dos danosos compostos intermetálicos frágeis. Por exemplo, a formação de nitretos de ferro ( $\text{FeN}_3$ ) em aço inoxidável martensítico durante brasagem em forno a vácuo, conforme estudos já realizados [12].

Como a difusão atômica que ocorre durante a brasagem é um processo dependente de tempo e temperatura, otimizar ambos parâmetros é primordial para obtenção de uma junta brasada de qualidade. Diversos trabalhos versam sobre combinações entre tempos e temperaturas. No entanto, pela natureza dos fenômenos envolvidos, a determinação ideal destes parâmetros para o processo varia grandemente, sendo necessário testes que caracterizem a melhor combinação das variáveis [23].

Ainda sobre os parâmetros tempo e temperatura, é importante que se parta de uma estimativa aproximada da situação ideal de forma que os testes de caracterização sejam apenas confirmações de expectativas baseadas nas variáveis do processo, entre eles principalmente composição química dos materiais base, metal de adição, folga da junta, equipamento e ambiente no qual será executada a junta [25].

Por um lado, uma maior difusão pode induzir a uma melhor adesão. No entanto, existe uma temperatura na qual passa a haver um efeito nocivo da difusão do metal de adição no metal base levando a menores resistências da junta brasada. Diversos autores investigaram este fenômeno e evidenciaram que normalmente a resistência da junta passa a diminuir a partir do momento em que se formam compostos intermetálicos frágeis ou mesmo quando existe a difusão intergranular do metal de adição no metal base [9, 16, 28].

Existem ainda evidências de que o tamanho destes compostos intermetálicos frágeis esteja relacionado à resistência mecânica da junta. Quanto maior forem os compostos frágeis, menor a resistência da junta [27].

Por outro lado, em outros casos o aumento da temperatura produz uma junta mais resistente. Em brasagem de aços martensíticos com metais de adição à base de níquel pode ocorrer a formação de fases frágeis e contínuas, principalmente aquelas formadas por reductores de ponto de fusão do metal de adição, tais como boro, silício e fósforo. Para temperaturas mais altas estas fases, embora persistam, deixam de ser contínuas e aparecem em menor proporção ao longo da região brasada, aumentando assim a resistência da junta para temperaturas maiores. Apesar do efeito positivo do aumento da temperatura neste caso, compostos intermetálicos frágeis vão sempre existir na região da junta [23, 29].

Estes compostos frágeis que reduzem a resistência da união por brasagem tendem a ser menos deletérios para maiores temperaturas já que a difusão adequada destes elementos proporciona uma microestrutura menos frágil e portanto com uma ótima resistência à tração [30, 7, 23].

Assim, entende-se que os compostos intermetálicos podem ter efeitos antagônicos na resistência da junta brasada: por um lado tornam a junta mais suscetível a trincas e rompimento frágil, porém, contribuem também para o reforço da junta – o que aumentaria a sua resistência.

Apesar de todos os dados teóricos para estimar os parâmetros de processo, experimentos são imprescindíveis para determinar as condições ideais de um dado projeto de junta brasada, tamanha é a sua complexidade e conseqüente imprevisibilidade. Ainda há falta de compreensão total dos fenômenos envolvidos na brasagem [31].

É também importante avaliar em uma junta brasada o tamanho da zona difundida entre os metais base e de adição. A fim de tentar prever o quanto de metal base se dilui no metal de adição e assim controlar esta fase de transição, diversos estudos e experimentos

foram conduzidos nos últimos anos. Em um estudo realizado, *Zangh e Shi* [32] tentaram prever o quanto de metal base se funde com o metal de adição durante a brasagem. Neste experimento foram utilizadas juntas sobrepostas com aços inoxidáveis e metais de adição da classe AWS BNi-2 e foi validada a fórmula da Equação 5:

$$W_t = \left( \frac{\rho_L}{\rho_m} \right) \cdot C_L \cdot W_B \left[ 1 - e^{-\left( \frac{\alpha \cdot t}{W_B} \right)} \right] \quad (5)$$

Onde  $W_t$  é a espessura do metal base dissolvido pelo volume  $d_{VL}$  do metal de adição líquido;  $\rho_L$  é a densidade do metal de adição líquido,  $\rho_m$  é a densidade do metal base sólido,  $C_L$  é o coeficiente de solubilidade do metal sólido (base) no metal líquido (adição),  $W_B$  é a sobreposição entre os metais base e  $\alpha$  é o coeficiente de dissolução do metal base no metal de adição.

Analisando a fórmula proposta é possível dizer que o tamanho da sobreposição afeta diretamente a quantidade de metal base que irá se diluir na junta brasada. Além disso, a temperatura de brasagem é um dos fatores que mais afetam o comportamento da junta.

Cada processo de brasagem tem suas particularidades, e uma fórmula como a proposta acima dificilmente é aplicada a um grande espectro de juntas brasadas. Porém, é válido verificar que a temperatura de brasagem desempenha papel fundamental no projeto, além da geometria da junta.

Ainda, para diferentes folgas de brasagem, podem ser formados diferentes compostos intermetálicos que afetam diretamente a resistência da junta brasada. Em seu estudo "*High Temperature Brazing of Stainless Steel with Nickel-Base Filler Metals BNi-2, BNi-5 and BNi-7*", E. Lugscheider conduziu uma série de experimentos para avaliar a distância ideal entre os materiais base a fim de formar uma junta de alta resistência e livre de compostos intermetálicos frágeis. Percebe-se que para a determinação da folga ideal, muitos fatores atuam de forma decisiva, entre elas os materiais envolvidos (metais base e metal de adição), mas também os parâmetros de processo tal como tempos e temperaturas a que é submetida a junta [7].

### 3. MATERIAIS E MÉTODOS

Utilizou-se materiais compatíveis com o objetivo de juntar por brasagem um aço de excelente desempenho quando aplicado em facas com um aço popular nesta área e cujo processamento já é dominado pela indústria.

#### 3.1 METAIS BASE E METAL DE ADIÇÃO

O aço DIN EN 1.4110, um aço inoxidável martensítico largamente utilizado na indústria cutelaria, além de diversas outras aplicações que vão desde a área da saúde à construção mecânica. A Tabela 2 mostra a composição química deste aço.

O aço em questão é recebido laminado em bobinas para uma espessura de 2,4 mm, recozido e (apenas para referência) possui tensão de escoamento (0,2%) de 315 a 515 N/mm<sup>2</sup>.

Os dois aços que formam cada um dos metais base (MB) foram analisados por espectroscopia de raios X para confirmação da composição química.

Confrontando com os dados informados pelo fabricante (Tabela 2) deste aço, percebeu-se que os elementos estão conforme o esperado com exceção do carbono que ficou ligeiramente fora do intervalo informado. Esta diferença, porém, pode ser aceita, já que mesmo neste teor de carbono o aço atende a norma e satisfaz os requisitos para fabricação de lâminas, conforme é utilizado pela empresa compradora.

Tabela 2: Composição química para o aço DIN EN 1.4110

DIN EN 1.4110	C	Si	Mn	Mo	Cr	S	P
Informado	0,48 - 0,60	< 1,00	< 1,00	0,5 - 0,8	13,0 - 15,0	< 0,015	< 0,04
Analisado	0,45	0,5	0,4	0,5	14,6	0,008	0,02

Referência: Tramontina S/A Cutelaria, baseado na norma DIN EN 1.4110

Para ser brasado com o aço DIN EN 1.4110 escolheu-se o aço Uddeholm Elmax SuperClean, um aço fora de norma desenvolvido pela empresa Uddeholm através da metalurgia do pó para ser aplicado como aço ferramenta em moldes de injeção que sofrem grande abrasão, além de aplicações especiais com alimentos onde é exigido uma grande resistência à corrosão aliada à alta resistência à abrasão. Nesta segunda aplicação a indústria cutelaria vê uma vantagem enorme frente aos demais aços convencionais do mercado.

A composição química do Elmax é informada pelo fabricante conforme a Tabela 3.

No caso do Elmax, não houve faixa informada pelo fabricante, apenas um número de referência. Após a análise verificou-se que todos os elementos estão próximos àqueles informados. A Tabela 3 mostra o resultado da análise de composição química para o Elmax.

Tabela 3: Análise de composição química do aço Elmax [33]

Elmax	C	Si	Mn	Mo	Cr	S	P	V
Informado	1,7	0,8	0,3	1,0	18,0	-	-	3,0
Analisado	1,4	0,7	0,3	0,8	18,3	0,14	0,022	2,9

O aço Elmax SuperClean da Uddeholm é um aço com alta liga cromo, vanádio e molibdênio com características de alta resistência ao desgaste, alto módulo de compressão, alta resistência a corrosão e grande estabilidade dimensional.

Geralmente a alta resistência ao desgaste está ligada a uma baixa resistência a corrosão. Inversamente, uma alta resistência à corrosão tende a diminuir a resistência ao desgaste. No entanto, o aço Elmax busca atingir simultaneamente ambas propriedades utilizando uma produção baseada na tecnologia de metalurgia do pó.

Este aço é fornecido em chapas laminadas e recozidas com dureza de, aproximadamente, 250 Brinell. A espessura da chapa de Elmax é de 2,0 mm.

Para referência, a tensão de escoamento (0,2 %) divulgada pelo fabricante é de aproximadamente 2000 N/mm<sup>2</sup>, por volta de 4 a 6 vezes o valor do DIN EN 1.4110.

Observa-se que a chapa de Elmax de 2,0 mm é mais fina do que os 2,4 mm do DIN EN 1.4110. Porém, para os testes de tração este não é um problema, visto que a resistência do Elmax é superior ao do DIN EN 1.4110. Apesar da diferença de espessura tentou-se alinhar os centros dos materiais base, ainda que o alinhamento perfeito seja praticamente impossível. A deformação que os aços sofrem ao longo da têmpera aumenta esta dificuldade. No fim de cada brasagem uma inspeção visual foi feita para que corpos de prova desalinhados fossem descartados.

Para que o Elmax atinja as propriedades esperadas o tratamento térmico deve seguir as orientações do fabricante, mostradas na Tabela 4.

Tabela 4: Instruções para tratamento térmico do aço Elmax, segundo o fabricante [33]

<b>Temperatura [°C]</b>	<b>Tempo de austenitização [min]</b>	<b>Dureza antes do revenido [HRC]</b>
1050	30	60
1080		61
1100		62

A pasta de brasagem do fabricante Fontargen HTL 5 CR foi utilizada como metal de adição. Esta é uma pasta à base de níquel para brasagens de alta temperatura. O fato de ser em pasta facilita a aplicação, especialmente neste caso em que os experimentos foram conduzidos em forno a vácuo.

A composição química da pasta de brasagem segue a Tabela 5.

Tabela 5: Composição química da pasta de brasagem (metal de adição) [34]

	<b>Cr</b>	<b>Si</b>	<b>P</b>	<b>Ni</b>
<b>%</b>	<b>29,0</b>	<b>4,0</b>	<b>6,0</b>	<b>restante</b>

A Fontargen HTL 5 CR, possui uma composição química não prevista pela AWS, porém é classificada como B-Ni60CrPSi-980/1040 segundo a norma DIN EN ISO 3677. Ela é uma pasta indicada para brasagens de alta temperatura e indicada para juntas com excelente resistência à corrosão, devido ao alto teor de cromo. Tem ótimas propriedades de molhamento e alto módulo de tensão. O teor de níquel também é favorável à molhabilidade, especialmente em se tratando de aços inoxidáveis martensíticos.

Segundo o fabricante, a HTL 5 CR também é uma pasta usada para preencher folgas grandes, preenchendo com sucesso espaços entre 0,02 e 0,35 mm e gerando boas juntas brasadas. Isto é possível em parte devido a viscosidade de 90.000 a 115.000 mPas. A temperatura de brasagem sugerida pelo fabricante é de 1070 a 1100 °C, intervalo coincidente com as temperaturas sugeridas de austenitização dos aços utilizados.

Outra questão importante durante a seleção do metal de adição é para que a pasta em questão seja propícia para fornos a vácuo. Pastas para fornos a vácuo são especialmente elaboradas de forma que não contenham substâncias voláteis que venham a se solidificar nas partes frias do sistema de vácuo do forno ou ainda, na própria bomba de vácuo.



### 3.2 FORNO

Para condução dos experimentos utilizou-se um forno a vácuo horizontal de porta basculante da marca TAV modelo TPF 60/60/90 HP, tipo TAV H6-S. Este forno opera com nível de vácuo de  $8 \times 10^{-5}$  bar e possui agitador convectivo para temperaturas abaixo de 800 °C, bem como sistema de rápido resfriamento como é usual em fornos desta categoria. Para aquecimento em temperaturas mais baixas (entre a temperatura ambiente até 800 °C) o sistema de convecção atua em uma atmosfera de nitrogênio de ponto de orvalho abaixo de -70 °C. Este mesmo nitrogênio é utilizado para a atmosfera de resfriamento e pode operar com até 15 bar de pressão, conforme a severidade do meio requerida durante o processo. Ainda, é possível variar a direção do resfriamento (vertical ou horizontal) e o percentual de potência a ser utilizado para o ventilador de resfriamento.

Durante o ciclo térmico um medidor de temperatura foi mantido em contato com o conjunto montado.

A Figura 5 mostra a câmara de aquecimento do forno antes do fechamento da porta para execução de teste preliminar de brasagem.

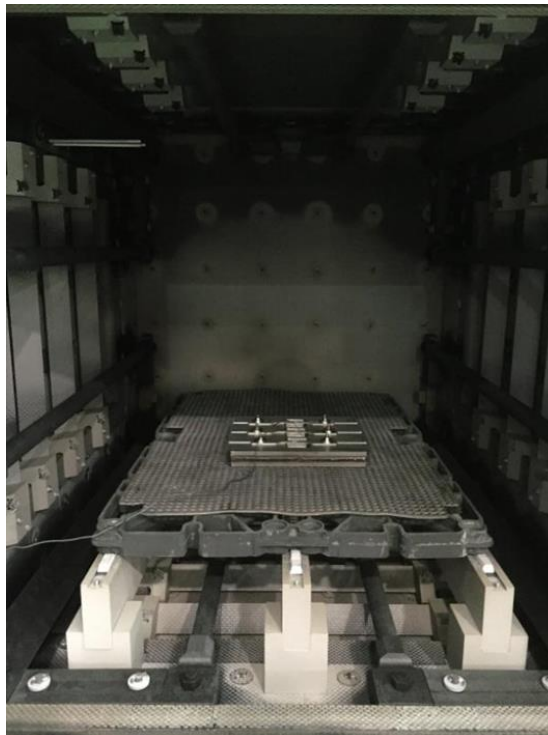


Figura 5: Ciclo térmico foi executado em forno a vácuo

### 3.3 CALIBRADORES DE FOLGA

Utilizou-se calibradores de folga em rolo marca Starret série 666M conforme informações do fabricante vistas na Tabela 6.

Estes calibradores foram posicionados entre os metais base no momento da sua montagem no suporte de brasagem e removidos imediatamente antes de inserir as amostras no forno.

Tabela 6: Diferentes calibradores de folga utilizados [35]

Espessura [mm]	Precisão [mm]
0,03	0,004
0,05	0,004
0,10	0,005
0,15	0,005
0,20	0,006
0,25	0,006

### 3.4 DURÔMETRO

A dureza dos aços antes e após as brasagens (e consequente têmpera) foram medidas em Rockwell C (carga de 150 kg) em um durômetro Mitutoyo HR-100 conforme norma ASTM E 18.

### 3.5 MÁQUINA DE ENSAIO DE TRAÇÃO

O equipamento para ensaio de tração utilizada neste estudo é da marca Galdabini, modelo Quasar 100. Os ensaios de tração foram conduzidos em temperatura ambiente com velocidade de 0,6 mm/min utilizando o software da própria máquina.

### 3.6 MICROSCÓPIO

Todas as análises metalográficas foram feitas utilizando um microscópio de luz Olympus BX60 com suporte de software próprio do equipamento para registro e análise das imagens.

### 3.7 MICRODURÔMETRO

Utilizou-se um microdurômetro marca Shimadzu modelo HMV-2000. As medições foram feitas utilizando uma carga de 50 g.

### 3.8 ATAQUE QUÍMICO

Para investigar a junta, as amostras foram seccionadas longitudinalmente e embutidas em baquelite. O ataque foi feito por 60 segundos em temperatura ambiente com solução ácida - ácido pícrico (13,46 g/L), ácido clorídrico (38,46 mL/L) e álcool etílico como diluente.

### 3.9 CICLO TÉRMICO

O ciclo ao qual as amostras foram submetidas em forno a vácuo pode ser visualizado na Figura 5.

Como procedimento padrão, o forno normalmente faz vácuo e antes de iniciar o aquecimento, injeta nitrogênio até uma pressão de aproximadamente 1,1 bar. Este nitrogênio é importante para garantir uma excelente homogeneidade térmica através da convecção.

Porém, em testes iniciais esta injeção de nitrogênio expulsou a pasta de brasagem que estava depositada em cima da junta.

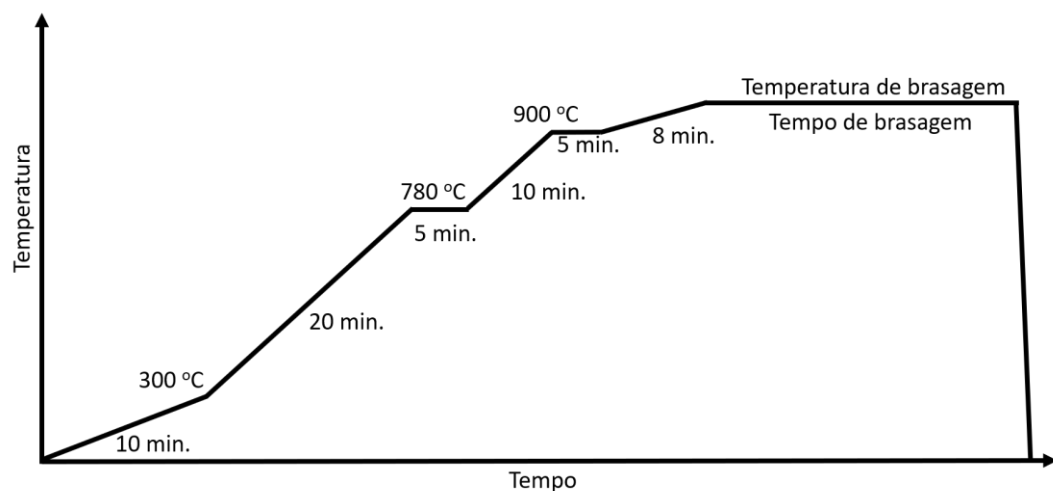


Figura 6: Ciclo térmico em forno a vácuo

Desta forma, foi feita a primeira parte do ciclo térmico em vácuo, ou seja, o aquecimento até 300 °C em vácuo e somente após esta etapa inicial foi liberada a injeção de nitrogênio. Nesta temperatura, a consistência da pasta de brasagem permite que esta fique aderida aos corpos de prova durante todo o processo.

Seguindo o procedimento padrão do forno, o aquecimento foi feito com auxílio de nitrogênio até 780 °C. A partir deste ponto, se fez novo vácuo e permaneceu assim até o momento da têmpera.

Após o patamar de 780 °C, a taxa de aquecimento foi de 12 °C/min até 900 °C.

Entre 900 °C e a temperatura de brasagem, a taxa de aquecimento foi aumentada para aproximadamente 25 °C/min.

Após o patamar na temperatura de brasagem (1080, 1100 ou 1120 °C) os corpos de prova foram resfriados em atmosfera de nitrogênio com pressão de 5 bar e 50 % da potência do ventilador do forno a vácuo TAV.

Um dos pontos de atenção na obtenção dos corpos de prova deste trabalho diz respeito ao resfriamento das amostras. Deve ocorrer concomitantemente com o resfriamento a têmpera dos metais base. Devido ao processo de têmpera ser diferente para os dois aços, ocorrendo em momentos e intensidades diferentes, sabe-se que há uma tensão criada na junta brasada durante o resfriamento que é devido a esta diferença no momento da expansão térmica em decorrência da formação da martensita.

Em teste preliminar com 3 corpos de prova se avaliou a necessidade de um possível resfriamento em duas etapas, a fim de minimizar as tensões geradas na junta durante a têmpera dos metais base. A análise metalográfica destas amostras mostrou que este resfriamento em duas etapas não é necessário.

### 3.10 AMOSTRAS TESTADAS

As amostras testadas foram submetidas a um ciclo térmico em forno a vácuo que variou conforme parâmetros estipulados, sendo estes: tempo de brasagem, temperatura de brasagem e distância da folga. A Tabela 7 mostra que para cada parâmetro testado os dois restantes foram mantidos em valores fixos.

Tabela 7: Resumo dos parâmetros utilizados para fabricação das amostras ensaiadas

Parâmetro	Nome CP	Tempo	Temperatura	Folga
Tempo	05.100.10	5 min	1100 °C	0,10 mm
	10.100.10	10 min		
	30.100.10	30 min		
Temperatura	10.080.10	10 min	1080 °C	0,10 mm
	10.100.10		1100 °C	
	10.120.10		1120 °C	
Folga	30.100.03	30 min	1100 °C	0,03 mm
	30.100.05			0,05 mm
	30.100.10			0,10 mm
	30.100.15			0,15 mm
	30.100.20			0,20 mm
	30.100.25			0,25 mm

Os parâmetros foram estipulados com base na bibliografia, testes preliminares e disponibilidade dos materiais.

Em relação ao tempo foi verificado que tempos acima de 30 minutos prejudicam a têmpera dos materiais base. Porém, tempos menores que 5 minutos não permitem a brasagem, conforme evidenciado em teste prático com tempo de 3 minutos para 3 corpos de prova.

As temperaturas foram escolhidas com base na recomendação dos fabricantes e literatura, bem como a experiência prática da indústria cutedeira para o aço DIN EN 1.4110.

As folgas foram estabelecidas pela disponibilidade de gabaritos de folga nas espessuras da Tabela 7. Estes valores estão de acordo com a literatura e com o indicado pelo fabricante do metal de adição.

Confeccionou-se uma quantidade tal de corpos de prova que para cada condição houvesse 3 ou mais corpos de prova a serem tracionados até sua ruptura, além dos corpos de prova para as demais análises conduzidas ao longo do trabalho.

### 3.11 OBTENÇÃO DOS CORPOS DE PROVA

A fim de obter os corpos de prova de tração (CP), as chapas dos dois diferentes aços foram cortadas em máquina a laser a fim de que constituíssem um corpo de prova de tração do tipo “*dog bone*”, conforme ASME QB-462.1 (a), porém com dimensões modificadas a fim de que fossem compatíveis com as dimensões da máquina de tração e os objetivos deste

trabalho. Depois foram seccionados transversalmente por máquina “*cut off*” a fim de fazer duas metades com cada corpo de prova. Desta forma, cada um dos metais base formou metade de um CP “*dog bone*” que seriam unidos na junta brasada à topo.

Os metais base foram desengraxados, levemente lixados com lixa de granulação 1000 e limpos com álcool isopropílico. Em seguida, foram posicionados no suporte para brasagem. A distância entre os materiais a serem unidos foi assegurada pelo posicionamento de um calibrador de folga entre os metais base no momento de sua fixação. A pasta de brasagem foi então posicionada na parte externa da folga e o conjunto montado levado ao interior do forno a vácuo.

Após a brasagem em forno a vácuo, os corpos de prova foram revenidos a 260 °C. Esta etapa de revenido nos corpos de prova após os primeiros testes foi incluída com o objetivo de aumentar a resistências dos metais base no teste de tração da junta brasada e também para simular um ciclo térmico caso o processo seja aplicado a facas.

O efeito do revenido foi avaliado através da medição de dureza dos metais base em 9 amostras, conforme Tabela 8.

Tabela 8: Efeito do revenido na redução da dureza dos metais base

<b>Medição de dureza - HRC</b>		
<b>Aço</b>	<b>Apenas têmpera</b>	<b>Têmpera e revenido</b>
<b>Elmax</b>	60,7	57,3
<b>DIN EN 1.4110</b>	57,3	52,7
Austenitização recomendada pelo fabricante para o Elmax: 1100 °C (62 HRC) ou 1080 °C (61 HRC) durante 30 min		

Cabe observar que as amostras não sofreram tratamento térmico de sub-zero. Este tratamento adicional poderia elevar a dureza das amostras em torno de 1 ponto de dureza Rockwell C, porém não há esta necessidade para a junta a que se propõe este estudo.

## 4. PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

### 4.1 ANÁLISE DO METAL DE ADIÇÃO

Uma porção do metal de adição foi depositada em uma chapa do aço Elmax e submetido a um ciclo térmico proposto para brasagem, porém sem o objetivo de brasar peças. A escolha de um ou outro metal base é indiferente para esta análise, visto que o objetivo foi verificar a morfologia apenas do metal de adição após fusão e se haveria alguma interferência dos voláteis da pasta do ponto de vista prático, danificando alguma peça do forno a vácuo onde seriam conduzidos os testes.

Após análise em microscópio de luz e MEV, verificou-se que o metal de adição na forma de pasta comportou-se conforme previsto pelo fabricante. O metal depois de fundido solidificou formando dendritas.

É possível verificar na Figura 7, uma fina camada de crescimento de zona colunar a partir da superfície do metal base. Este fenômeno provavelmente está ligado à boa molhabilidade do metal de adição no metal base. Desta forma, durante o resfriamento do metal de adição, a superfície do metal base atua como ponto de nucleação para cristais sólidos e, a partir destes, há o crescimento colunar em direção ao interior da folga.

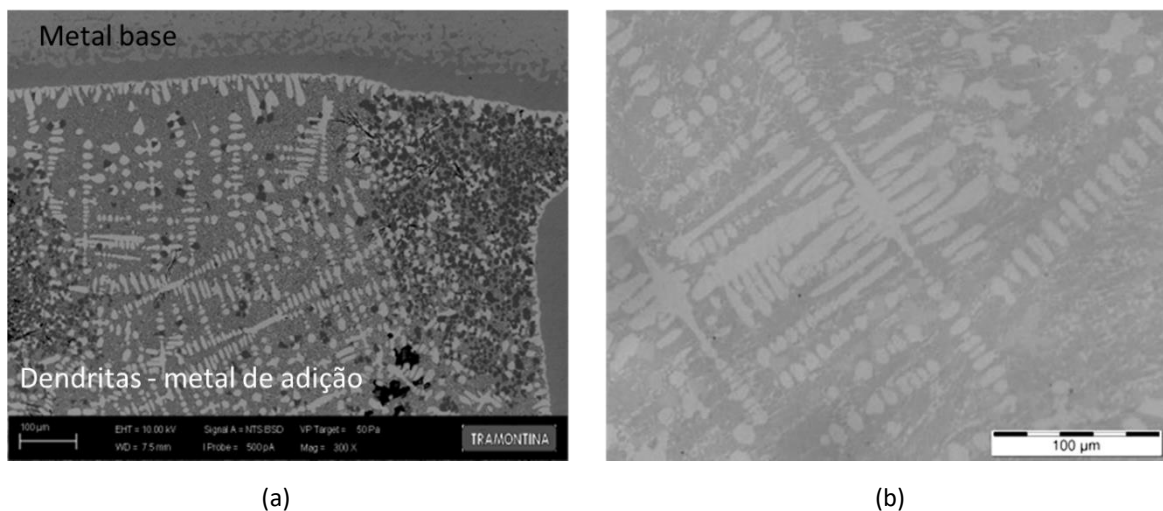


Figura 7: MEV (a) e microscopia de luz (b) da zona dendrítica do metal de adição

Tentou-se também fazer a análise química por espectrometria de raios X do metal de adição já depositado no metal base a fim de confirmar sua composição química. Neste caso, porém, o metal de adição formou uma fina camada ao longo de toda a extensão do metal

base. Verificou-se que esta camada não foi espessa o suficiente pra conduzir uma análise química satisfatória.

#### 4.2 TESTE DE CAPILARIDADE

Ainda em caráter preliminar, a capilaridade do metal de adição foi avaliada em teste prático no forno a vácuo onde viriam a ser desenvolvidos as juntas brasadas, conforme Figura 8. Para este fim, dois corpos de prova, cada um deles feito de um dos aços dos materiais base, foram posicionados paralelamente um ao outro, separados por uma folga de 0,10 mm, criando um plano propício para penetração do MA que foi depositado junto à entrada da folga.

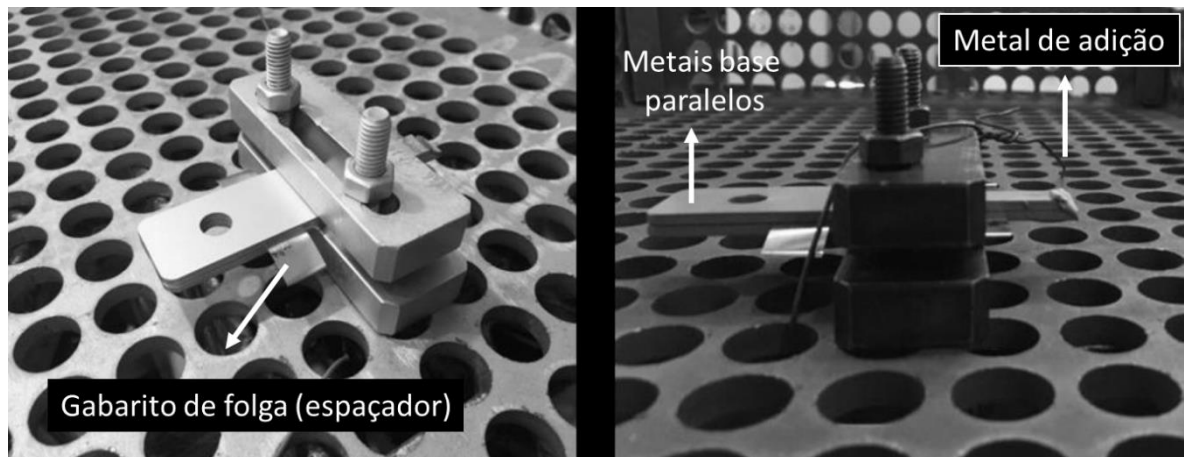


Figura 8: Corpo de prova para teste preliminar de capilaridade

Após o ciclo térmico verificou-se que o metal de adição fundido preencheu completamente a folga, inclusive além dos espaçadores posicionados para garantir a distância da folga. O preenchimento de todo o espaço entre os corpos de prova só não foi total devido à quantidade insuficiente de metal de adição. Este resultado assegura que para as folgas a serem estudadas o metal de adição preencherá completamente a folga.

#### 4.3 TESTE PRÁTICO DE BRASAGEM POR JUNTA À TOPO

Inicialmente foram executados testes para união por junta à topo utilizando um suporte feito exclusivamente para este fim, conforme Figura 9.



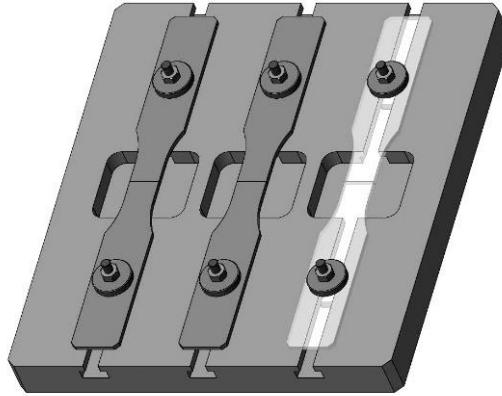


Figura 9: Suporte para posicionamento das juntas a serem brasadas. A representação mostra corpos de prova unidos por junta à topo inicialmente testadas

Após retirada do forno, verificou-se que os corpos de prova haviam sofrido deformação durante o ciclo térmico, desalinhando-se um com o outro e mudando a geometria da junta. Nos piores casos, o empenamento foi tamanho que impossibilitou qualquer tentativa de brasagem com este suporte, pois a geometria chamada “à topo” requer que as duas partes a serem unidas estejam alinhadas. Este desalinhamento pode ser verificado na Figura 10.

A fim de contornar este problema, utilizou-se como primeira alternativa o mesmo suporte, porém com arranjo diferente para que fossem brasadas juntas sobrepostas conforme Figura 11. As juntas foram brasadas com sucesso.



Figura 10: Suporte da Figura 9 sendo utilizado para primeiros testes de brasagem.

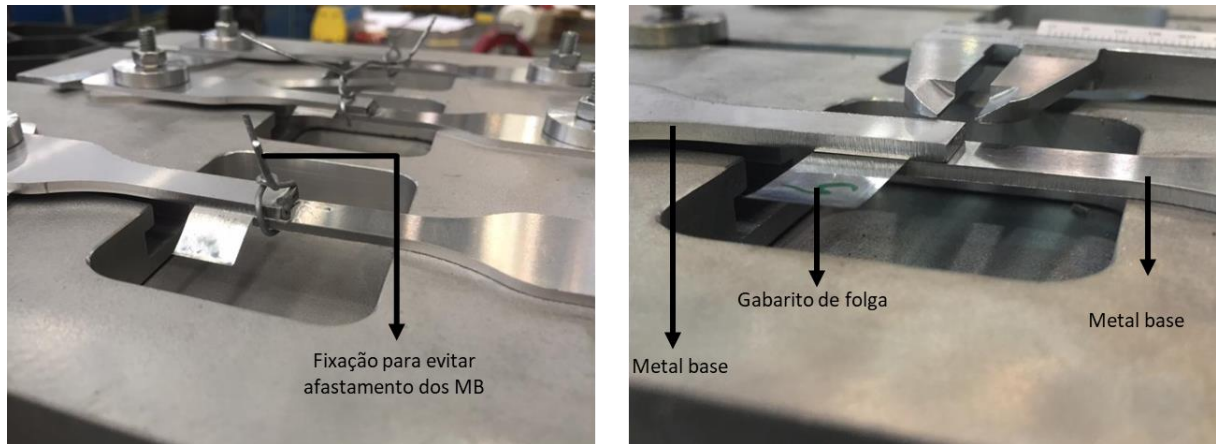
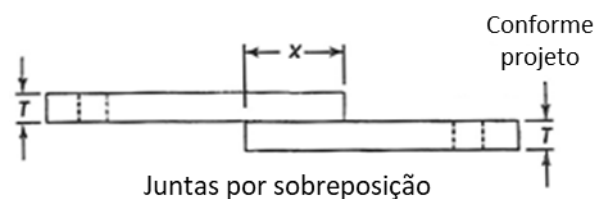


Figura 11: Juntas por sobreposição foram brasadas com sucesso.

O mesmo suporte foi utilizado para as juntas por sobreposição, mas com o uso de corpos de prova de sacrifício que serviram como calço para elevar o metal base que seria a parte superior da junta sobreposta. Assim, o alinhamento entre os metais base possibilitaria a união.

Estas juntas sobrepostas, demonstradas na Figura 12, porém, tem seu comportamento bastante alterado em função de sua geometria, especialmente durante o tracionamento dos corpos de prova. Esta questão é apresentada no item 4.4 deste trabalho. Após dezenas de testes e avaliações, definiu-se voltar às uniões à topo, porém com um suporte diferente.



Notas:

- 1) Comprimento pode variar para caber na máquina de teste;
- 2)  $X$  = sobreposição do corpo de prova.

Figura 12: Figura retirada da norma ASME IX QB-462-1(c). Juntas por sobreposição foram posteriormente desconsideradas

Finalmente o suporte da Figura 13 foi testado e aprovado para a união à topo das amostras utilizadas neste trabalho. O dispositivo mantém as duas partes a serem unidas alinhadas. Por ser feito de aço inoxidável austenítico, possui boa estabilidade para sucessivos ciclos térmicos no forno, o que é importante para a confecção dos muitos corpos de prova necessários para conduzir este estudo.

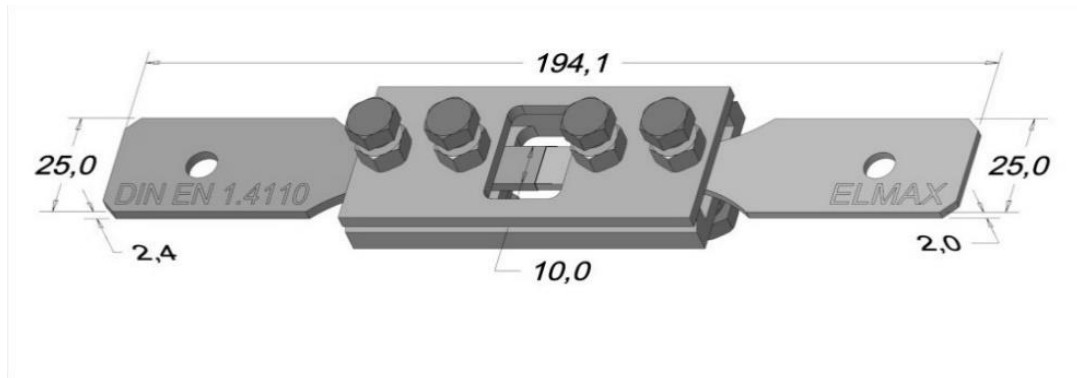


Figura 13: Suporte para posicionamento das juntas brasadas à topo, medidas em milímetros.

A Figura 14 mostra os corpos de prova montados no conjunto com o suporte de brasagem que foi utilizado para a parte experimental deste trabalho.



Figura 14: Conjunto montado para execução das brasagens.

#### 4.4 TESTE DE TRAÇÃO

As amostras unidas por sobreposição inicialmente ensaiadas foram descartadas em função dos resultados do teste de tração, já que neste caso o esforço na junta não era puramente trativo e ao fato de haver, também nos metais base, esforços capazes de romper os corpos de prova no metal base ao invés da junta.

É importante estabelecer que o chamado ensaio de tração para juntas brasadas por sobreposição não é um ensaio puro de tração como seria no caso de juntas à topo. Devido à geometria da união sobreposta, durante a tração dos CP a junta brasada sofre cisalhamento no metal de adição. Porém, o esforço também não é puramente cisalhante, visto que o CP (ensaiado no eixo) sofre uma rotação no eixo do plano horizontal criando um esforço de tração na junta. Desta forma, há ao mesmo tempo um componente de tração e outro de cisalhamento atuando na junta brasada [30].

A composição dos esforços, que pode ser mais de tração ou mais de cisalhamento, vai depender do ângulo  $\Psi$  formado pela junta durante o ensaio, conforme representado na Figura 15. Este ângulo, por sua vez, terá influência direta da distância da sobreposição [30].

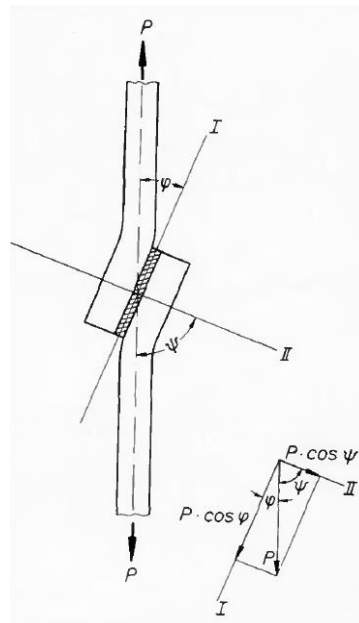


Figura 15: Geometria do teste de tração em juntas por sobreposição [30]

Durante os ensaios de tração houve três situações para o fim do ensaio:

1. Ruptura da junta brasada;
2. Ruptura do metal base (Elmax);
3. Ruptura do metal base (DIN EN 1.4110);

Abordando a questão geométrica explicada acima, que ocorre durante o teste, o corpo de prova é tracionado ao mesmo tempo que sofre rotação na junta. Portanto, no metal base há um forte esforço de flexão (gerado pela rotação da junta) ao mesmo tempo em que é

tracionado. Este esforço de flexão é mais forte no ponto do metal base que está mais próximo à junta brasada.

A mecânica explica que uma chapa sob flexão possui dois esforços: de tração e de compressão, sendo a resultante do somatório destes esforços nula. Assim, nos corpos de prova tracionados neste estudo, houve um esforço de compressão que vai contra a tração do CP, e um esforço de tração que se soma à força de tração à qual o CP está submetido.

O problema desta situação é que para fins práticos, a componente da flexão que traciona o metal base se soma à força de tração a que o CP está submetido, levando à uma ruptura prematura em relação a um CP que não sofre rotação. Este efeito pode causar inclusive a ruptura do CP no metal base e não na junta brasada, como foi evidenciado quando estas amostras foram submetidas à tração até sua ruptura.

Por exemplo, nos dois primeiros CP com a junta brasada por sobreposição que foram tracionados, a ruptura ocorreu no metal base. Para a amostra 30.100.05, a ruptura ocorreu no aço DIN EN 1.4110, enquanto no CP 30.100.20 o Elmax foi o que rompeu, mostrando que ambos metais base possuem condições de ruptura próximas um do outro, para as condições testadas (este equilíbrio entre rupturas no DIN EN 1.4110 e Elmax se manteve em outros CP). Apesar do Elmax teoricamente ser mais resistente que o DIN EN 1.4110, esta fratura no Elmax em alguns casos pode ser devido à condição complexa de tracionar corpos de prova com esta geometria.

Uma última observação sobre o ponto de ruptura dos corpos de prova: após a inclusão do revenido no tratamento térmico e a diminuição da sobreposição da junta, ensaiou-se 21 corpos de prova – para diferentes folgas, tempos e temperaturas. Nestes primeiros 21 corpos de prova ensaiados, 11 romperam na junta brasada, 2 romperam no aço DIN EN 1.4110 e 8 na parte do Elmax. Este pode ser visto como um indicativo de que as juntas brasadas ficaram com resistência próxima a dos metais base para as condições do ensaio de tração.

Finalmente, a fim de obter resultados adequados para este ensaio, procedeu-se à fabricação de novos corpos de prova unidos à topo, conforme Figura 13. Desta maneira, todos os novos CP foram ensaiados e estes resultados são expostos neste trabalho.

## 5 APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

### 5.1 MICROSCOPIA DE LUZ

Antes de proceder à análise de microdureza, fez-se uma avaliação das juntas através de microscópio de luz. Pode-se perceber que a maior parte da junta é composta por uma estrutura dendrítica muito similar à estrutura do metal de adição puro, evidenciada na Figura 16.

Próximos aos metais base, outras fases precipitadas precisam de análises mais aprofundadas a fim de serem caracterizadas. Esta análise é feita nas seções 5.4 a 5.8.

Na Figura 16 se percebe uma linha escura paralela à interface entre o Elmax e o metal de adição. Esta linha deve ser ignorada pois provavelmente é apenas uma mancha criada durante a secagem do ataque químico que precede a análise no microscópio de luz.

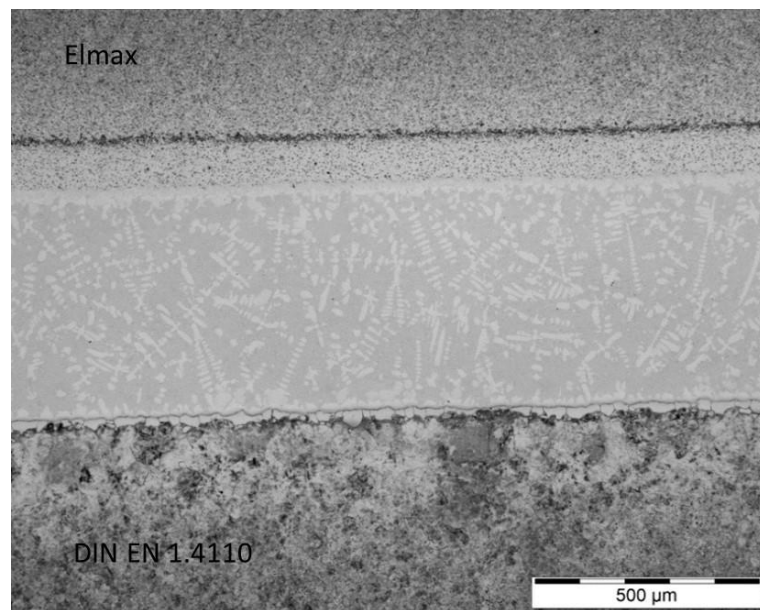


Figura 16: Micrografia da junta da amostra 30.100.10 – aumento de 100 vezes

### 5.2 ANÁLISE DE MICRODUREZA VICKERS

As juntas brasadas foram caracterizadas por medição de microdureza Vickers com carga de 50 g. A Figura 17 mostra a micrografia com endentações de medição de microdureza encontrada para as diferentes fases da junta.

É possível diferenciar duas partes distintas no interior da junta: um constituinte mais claro e menos duro disperso em uma matriz mesclada predominante e de dureza mais elevada. A dureza do constituinte claro é cerca de 500 HV, enquanto o constituinte mesclado, possui dureza média de 786 HV.

Ainda, mediu-se um ponto no metal base (DIN EN 1.4110) contendo um constituinte também claro, possivelmente o mesmo constituinte de baixa dureza que aparece no centro da junta. A dureza deste ponto é de 390 HV.

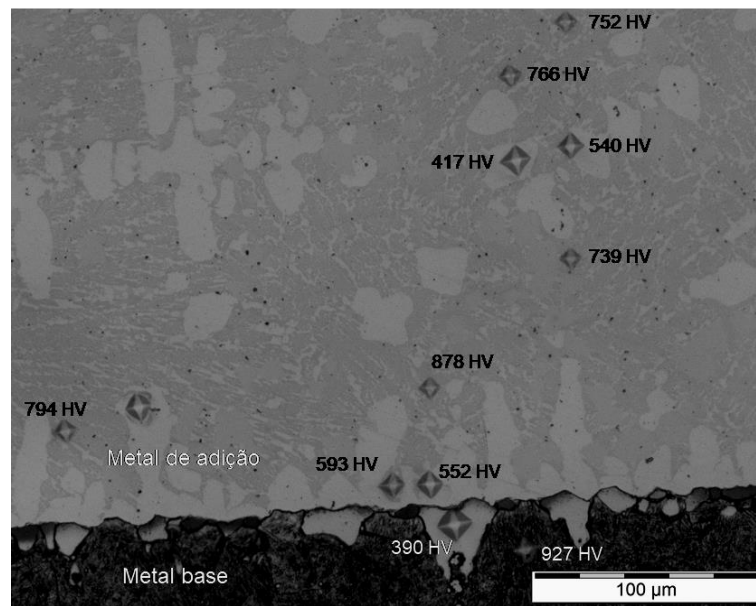


Figura 17: Microdureza Vickers para fases da junta brasada a 1080 °C

Os metais base também foram medidos. Foi medido no DIN EN 1.4110 um ponto com microdureza 927 HV, indicando que possivelmente o ponto medido coincide com um carboneto ou constituinte frágil formado na brasagem. Demais medições neste aço resultaram em 568 HV. A microdureza do aço Elmax é de 633 HV.

### 5.3 VAZIOS NA JUNTA

Através de microscopia de luz foi possível evidenciar vazios nas juntas brasadas. Embora as possíveis causas destes vazios sejam discutidas mais adiante neste trabalho, o seu impacto no desempenho das juntas foi rapidamente confirmado.

Em algumas amostras o valor para a tensão máxima de ruptura da junta foi fortemente reduzido em função de vazios. No pior caso, para as amostras da condição 05.100.10 (5 min;

1100 °C e 0,10 mm de folga) a tensão máxima foi de apenas 47 % do valor de um corpo de prova sem vazios.

Esta redução em alguns corpos de prova provocou, de maneira geral, uma maior dispersão nos resultados de carga máxima de ruptura das amostras.

Conforme a Figura 18, pode-se verificar que em alguns corpos de prova estes vazios ocupam uma grande porção da seção transversal da junta.

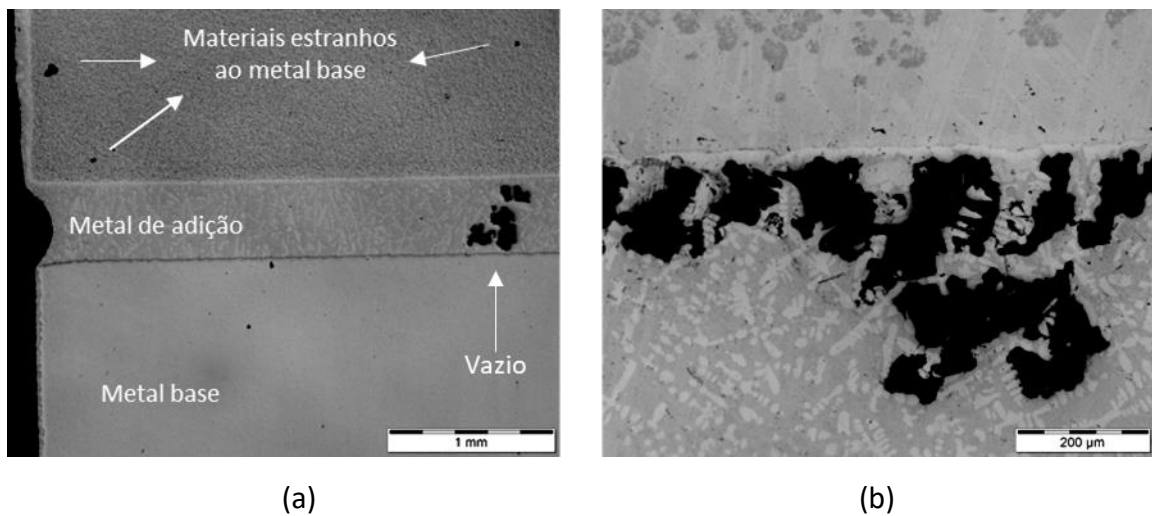


Figura 18: Vazios evidenciados nas amostras 30.100.03 (a) - aumento de 50 vezes - e 30.100.10 (b) - aumento de 200 vezes

#### 5.4 INTERAÇÃO ENTRE METAL DE ADIÇÃO E DIFERENTES METAIS BASE

Comparou-se a interface entre MA/Elmax com a interface MA/DIN EN 1.4110 a fim de verificar se houve diferença entre elas devido a diferente composição química dos aços.

Na Figura 19 (a) e (b) observa-se que há ligeira diferença no arranjo dos constituintes em contato com cada um dos metais base. A porção do MA que ficou em contato com o aço DIN EN 1.4110 possui o constituinte 1 mais contínuo e espesso, indicando que houve um bom molhamento (ou baixa energia de interface), em relação aos outros constituintes. Além disto, há nas áreas adjacentes porções grandes deste constituinte 1, similar a um crescimento colunar a partir da interface.



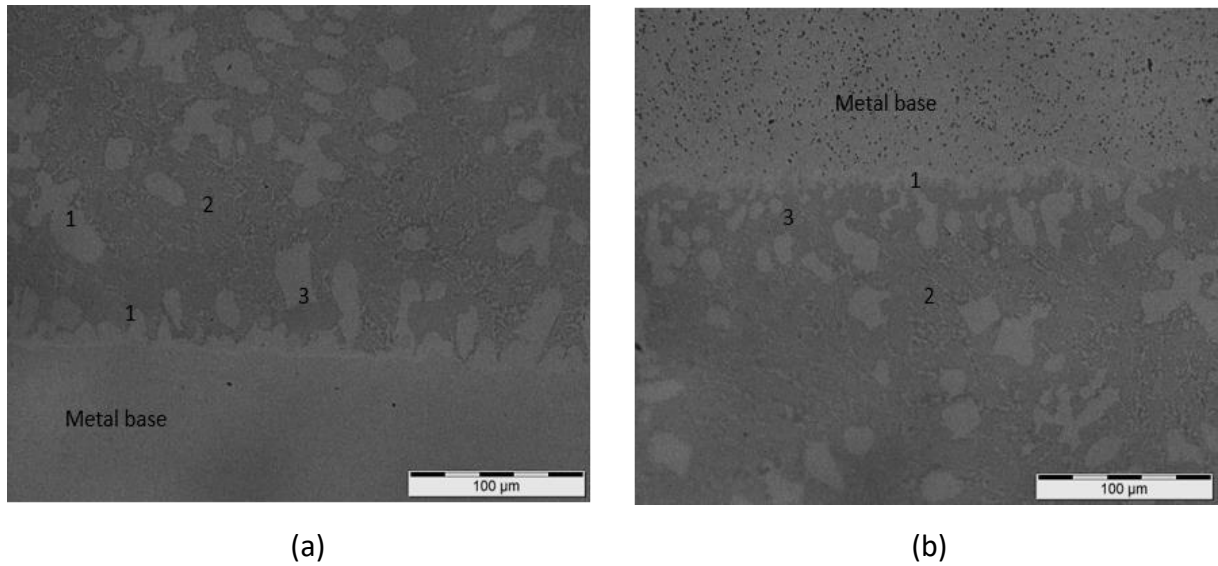


Figura 19: Interface MA/4110 (a) e MA/Elmax (b) para amostra 10.100.10 - aumento de 500 vezes

Já na interface com o Elmax, a porção clara (constituente 1) que fica preferencialmente em contato com o MB não é tão espessa, tampouco contínua. Houve uma predominância deste constituinte claro (1) na interface com o MB, porém irregular e interrompida frequentemente pelo constituinte escuro (3).

Outras amostras foram analisadas da mesma forma e o padrão se confirmou, como pode ser visto na Figura 20, com uma maior ampliação a fim de detalhar a presença de cada um dos constituintes na interface.

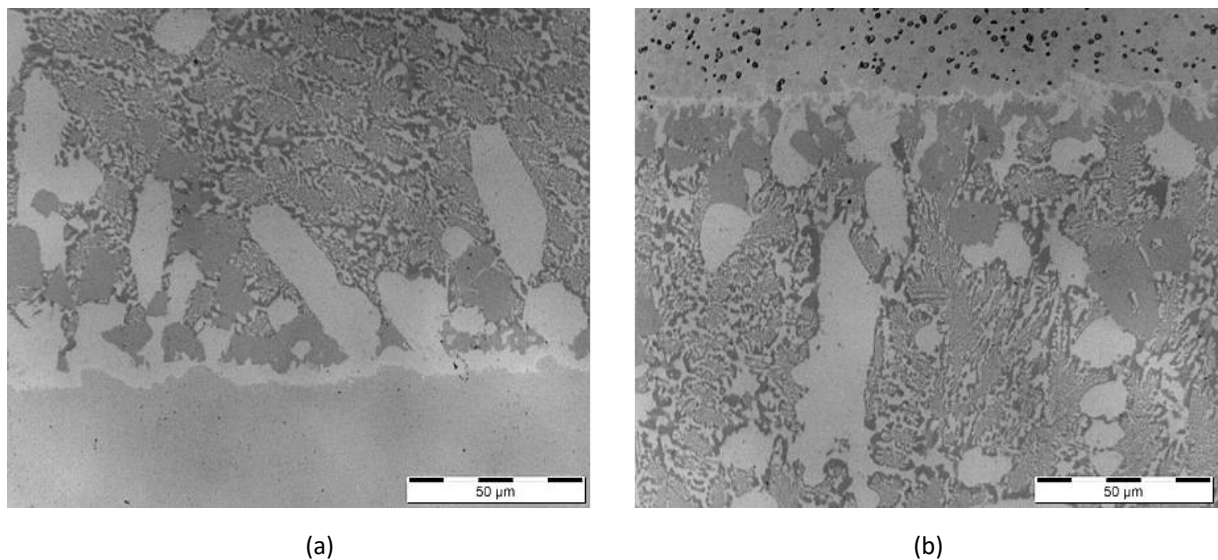


Figura 20: Microscopia de luz da interface MA/DIN EN 1.4110 (a) e Elmax/MA (b) - amostra 10.080.10 - aumento de 1000 vezes

## 5.5 EFEITO DA FOLGA SOBRE AS PROPRIEDADES MECÂNICAS DAS JUNTAS BRASADAS

Corpos de prova foram brasados mantendo-se a temperatura em 1100 °C e com um tempo de brasagem de 30 minutos. As folgas seguiram o planejamento da Tabela 7 e variam entre 0,03 e 0,25 mm.

Usualmente as folgas consideradas em brasagem são medidas em temperatura ambiente e que não necessariamente são as folgas reais dos corpos de prova finais, principalmente devido à diferença de expansão térmica entre os materiais envolvidos no processo.[5]

Este problema é especialmente importante no presente estudo, visto que as folgas são consideradas no momento da montagem dos corpos de prova no devido suporte, tudo em temperatura ambiente. Após esta montagem, os suportes são colocados em forno e apenas verificados novamente no fim do processo.

Para aprofundar o entendimento sobre a influência da folga na resistência da junta, alguns corpos de prova não foram ensaiados, mas submetidos à análise metalográfica em microscópio de luz para medição dos valores exatos das folgas.

A Figura 21 mostra esta medição para dois corpos de prova:

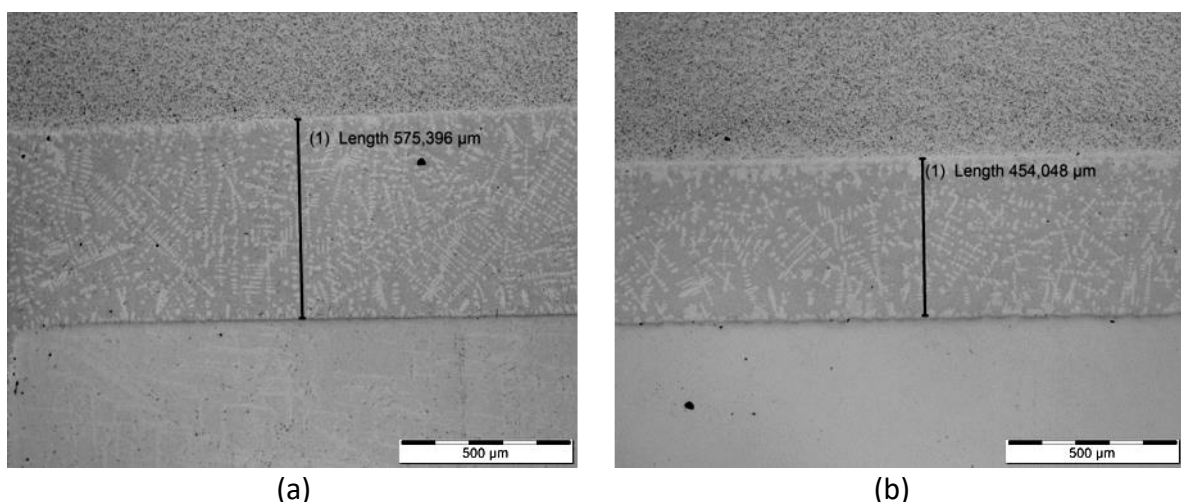


Figura 21: Medida da folga para dois corpos de prova, 10.120.10 (a) e 30.100.03 (b)

Após as medições das folgas reais, fica evidente que a distância entre os metais base aumentou durante o processo de brasagem, diferente do valor inicial posicionado com o auxílio do suporte de brasagem.

Esta alteração possivelmente ocorre por utilizar-se aço inoxidável austenítico para a fabricação dos dispositivos de brasagem. Visto que o aço dos metais base são inoxidáveis martensíticos, estes sofrem transformação metalúrgica na austenitização e acabam reduzindo seu tamanho. O mesmo não ocorre com o material do dispositivo. Assim, quando chegam em temperatura de austenitização, os metais base se retraem e a folga aumenta. No momento do resfriamento, quando os metais base se expandem, a folga já está preenchida com o metal de adição no estado sólido e não mais diminui.

Foram medidas as folgas reais e comparadas com os valores teóricos. Verificou-se que o aumento da folga ocorreu em todas as condições analisadas. A fim de avaliar se este aumento da folga ocorreu para todos os corpos de prova, mediu-se a folga real para um CP de folga 0,03 mm, um CP de folga 0,25 mm e mais nove CP de folga 0,10 mm. A média da diferença entre as folgas iniciais e finais foi de 0,36 mm (desvio padrão de 0,04 mm), um valor maior que a própria folga utilizada nas amostras brasadas.

De qualquer maneira, os corpos de prova foram submetidos à carga de tração até sua ruptura e os resultados inseridos em gráfico conforme Figura 22. Optou-se por manter a abcissa com os valores inicialmente objetivados devido a dois principais motivos: o primeiro é que o gráfico da carga de ruptura pela folga real seria transladado 0,36 mm no eixo horizontal, porém continuaria idêntico à Figura 22; o segundo motivo é que a distância da folga na montagem do suporte pode ser assegurada pelo uso dos gabaritos de folga, mas a folga real final não pode ser precisamente medida, já que a sua medição é um procedimento destrutivo. A folga real para os CP ensaiados pode ser calculada estatisticamente.

A maior carga de ruptura atingida entre todas os corpos de prova foi de 12234 N para a menor folga. Para folgas maiores, os valores diminuem conforme Figura 22, mesmo se considerarmos os corpos de prova com a maior resistência para cada condição.

De acordo com a literatura a resistência da junta é máxima com uma folga muito pequena e com o aumento desta folga a resistência diminui. Este efeito está intimamente ligado com o estado tri axial de tensões na junta e aumenta para folgas menores.[5]

Houve diferença entre os valores de carga de ruptura da junta, o que pode ser verificado pela dispersão dos dados na Figura 22.

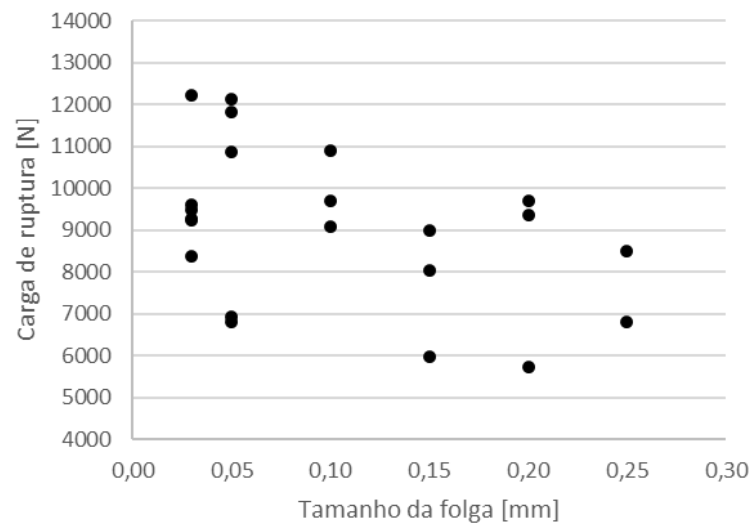


Figura 22: Efeito da folga na carga de ruptura da junta

Uma hipótese para esta dispersão dos valores de ruptura dos corpos de prova é que os vazios nas juntas, mencionados anteriormente, sejam a principal causa. Ao todos foram ensaiados 22 corpos de prova para as 6 folgas. A única condição que não teve 3 ou mais CP ensaiados foi a de 0,25 mm (folga real de 0,61 mm). Todos os CP disponíveis que produziram juntas visualmente sem defeitos foram ensaiados. Porém, alguns CP foram analisados em MEV após a ruptura (este assunto é tratado com detalhes na seção 5.8.2) e mesmo CP com grandes vazios foram inseridos no gráfico da Figura 22.

Ainda que haja outros fatores que influenciam nestes resultados (ruído), os 22 pontos do gráfico indicam uma tendência de queda para o aumento da folga. Caso sejam removidos os pontos correspondentes aos CP com maiores vazios (de forma que ainda restarão pelo menos 3 pontos para cada condição, exceção à folga de 0,25 mm), ainda constarão no gráfico 19 resultados com uma tendência de queda ainda mais acentuada. Este diferença pode ser vista na Figura 23, feita a partir da Figura 22 porém com a exclusão dos 3 pontos com grandes vazios constatados por MEV.

Esta análise por MEV das quantidades e tamanhos dos vazios não foi possível em todas as amostras fraturadas, o que teria sido ideal. Esta diferença dos tamanhos e quantidades de vazios gera uma dispersão para a carga de ruptura. Portanto, para saber a resistência em função (apenas) da folga, com a mínima influência possível dos vazios, podemos buscar apenas o maior valor atingido para cada folga testada. Como um vazio é um concentrador de tensões durante a tração, um CP que atingiu uma maior carga de ruptura é provavelmente um

CP que possui poucos e/ou pequenos vazios. Estatisticamente, não se pode ensaiar apenas 1 corpo de prova para corroborar com este raciocínio, mas neste caso são 6 corpos de prova que apenas confirmam o que a literatura já prevê (aumento na folga reduz a resistência à tração da junta). A Figura 24 mostra a variação da carga de ruptura considerando o resultado mais alto para cada folga ensaiada [5].

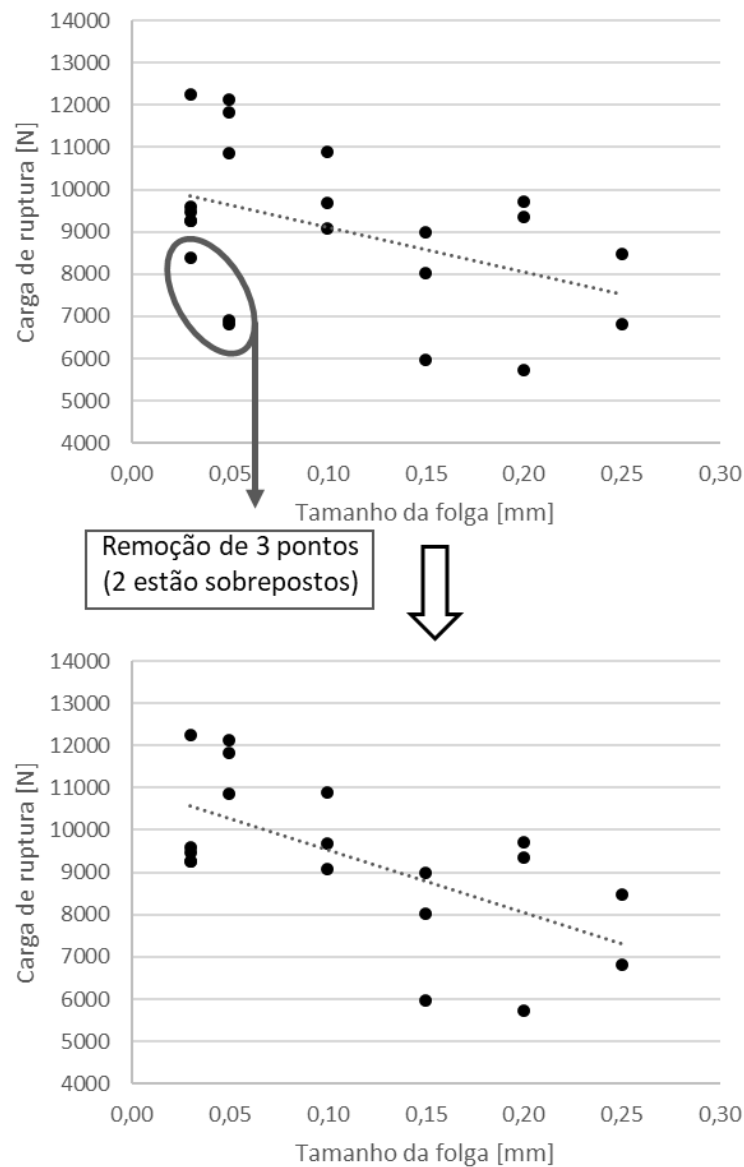


Figura 23: Exclusão dos pontos com grandes vazios evidenciados através de MEV após ruptura.

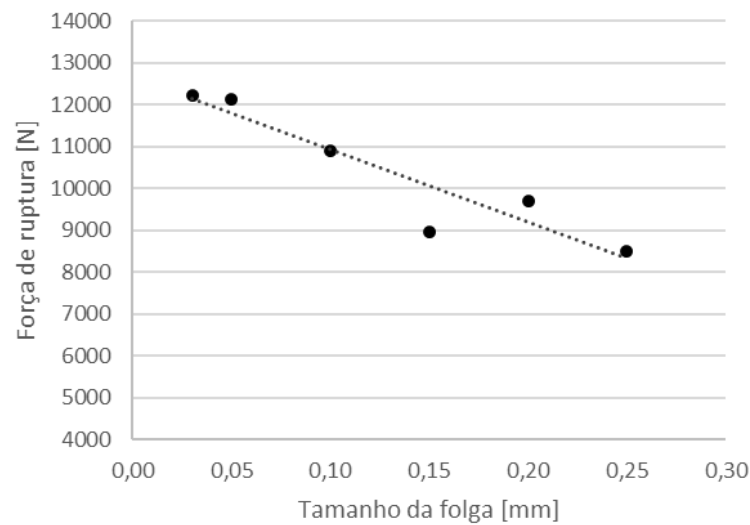


Figura 24: Apenas a maior carga de ruptura para cada folga ensaiada.

Outra observação sobre o efeito da folga na resistência da junta e a relação com a literatura pesquisada: foi evidenciada uma tendência conforme a teoria, porém esta tendência é mais fraca que o previsto. Esta tendência mais fraca pode estar diretamente relacionada com o fato de, inicialmente, considerar-se folgas muito menores dos que as folgas reais testadas, como descobriu-se depois das análises [2].

Portanto, a variação das folgas deste trabalho mostrou ser, percentualmente, muito menor do que se esperava. Mesmo as menores folgas são consideradas grandes para os materiais envolvidos [2].

Por exemplo, um conjunto de corpos de prova de folga inicial 0,10 mm após o ciclo térmico possui com uma folga real de aproximadamente 0,46 mm (0,10 mm inicial mais 0,36 mm da variação durante a brasagem). Comparando-se a menor e a maior folgas, o aumento que seria de 733 % (de 0,03 para 0,25 mm) mostrou-se de apenas 56 % (0,39 para 0,61 mm).

É possível que através de um sistema ou suporte diferente de brasagem se chegue a folgas menores ou mais próximas das folgas teóricas para os mesmos parâmetros e materiais testados neste estudo.

## 5.6 EFEITO DO TEMPO SOBRE AS PROPRIEDADES MECÂNICAS DAS JUNTAS BRASADAS

Após a verificação do efeito da folga na junta, o efeito do tempo de brasagem também foi avaliado da mesma maneira. Para estes corpos de prova, o aquecimento em forno a vácuo

foi mantido com os mesmos parâmetros, mas o tempo de permanência no patamar máximo de temperatura foi alterado. Para uma folga de 0,10 mm, foram brasadas juntas com 5, 10 e 30 minutos de permanência a 1100 °C.

Apesar de haver novamente uma variação entre os CP, pode-se verificar que as amostras de 5 minutos de patamar atingiram a menor carga, com uma média de 7228 N. As amostras brasadas por 10 minutos atingiram os valores mais altos, obtendo 11166 N, um incremento de 54 %. Para tempos maiores, 30 minutos, os resultados foram intermediários: 9893 N. Os resultados são ilustrados na Figura 25.

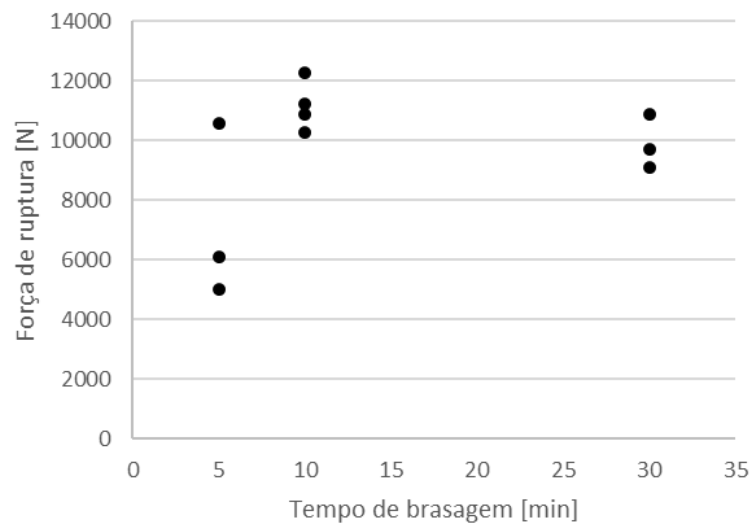


Figura 25: Efeito do tempo de brasagem na carga de ruptura por tração da junta

Esta queda de resistência entre as amostras de 10 e 30 minutos pode estar relacionada com a formação de compostos intermetálicos frágeis, o que deve ser evidenciado pela análise através de MEV.

## 5.7 EFEITO DA TEMPERATURA SOBRE AS PROPRIEDADES MECÂNICAS DAS JUNTAS BRASADAS

Os CP brasados nas temperaturas de 1080, 1100 e 1120 °C (todos durante 10 min) foram submetidos a tração. A Figura 26 mostra os valores de carga de ruptura obtidos neste ensaio.

Analisando o gráfico da Figura 26 percebe-se que um aumento da temperatura leva a um aumento na tensão máxima de ruptura da junta.

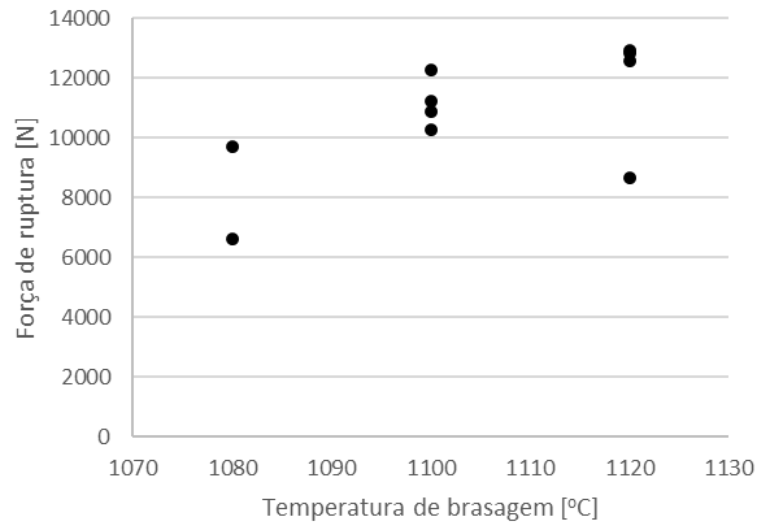


Figura 26: Efeito da temperatura de brasagem na carga de ruptura por tração da junta.

Para a amostra brasada a 1080 °C o valor médio de tensão de ruptura ficou em 8162 N, subindo para 11166 N para a condição de 1100 °C. Os maiores valores são para a amostra processada a 1120 °C, que atingiu 11759 N de média para os 3 corpos de prova, um aumento de 44 % em relação a condição de 1080 °C.

A fim de melhor compreender a influência da temperatura na junta brasada, analisou-se em microscópio de luz a região do MA com os MB.

A Figura 27 ilustra a diferença entre a zona de transição MA/MB.

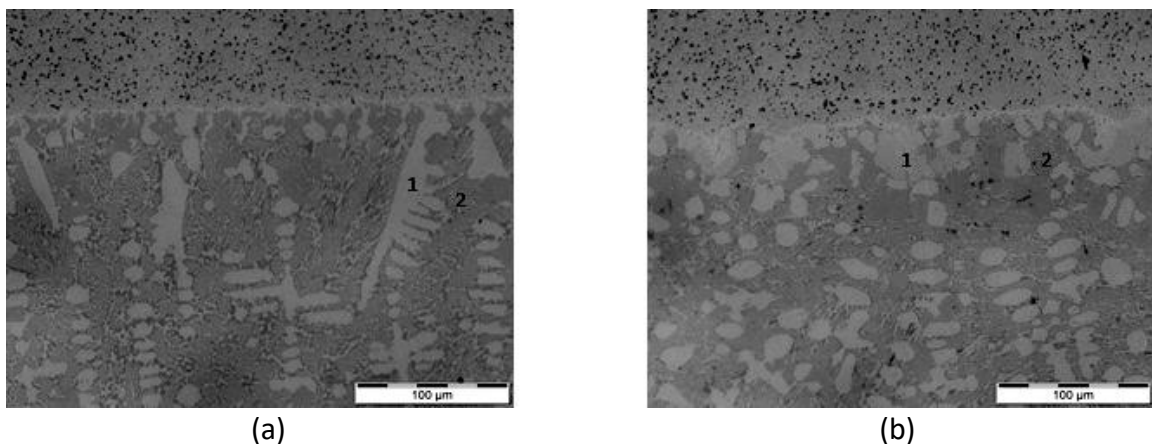


Figura 27: Região da interface MA/Elmax para as juntas brasadas a 1080 °C (a) e 1120 °C (b)

Verifica-se na morfologia da região do MA a diferença entre as juntas brasadas a 1080 °C e 1120 °C. Em ambas há uma faixa de transição entre o metal base e a zona dendrítica.



Nesta faixa percebe-se um constituinte mais claro e macio (1), comprovada pela medição de microdureza, que cresce a partir do MB, conforme analisado. Um segundo constituinte, mais escura (2), forma-se em volta do primeiro.

A morfologia de ambas amostras é similar, porém se verifica uma estrutura mais fina e homogênea na de mais baixa temperatura. Isto pode estar relacionado com a menor difusividade atômica na temperatura mais baixa. Para a temperatura de 1100 °C foi verificada uma condição intermediária entre as duas amostras da Figura 27.

## 5.8 ANÁLISES POR MEV

### 5.8.1 Peças íntegras após brasagem

Para melhor entender a composição e efeito de cada uma das fases na interface, foram executadas análises em MEV nas peças logo após a brasagem, sem que fossem submetidas à qualquer teste físico, químico ou mecânico. Na Figura 28 as micrografias eletrônicas foram dispostas de maneira a facilitar a comparação entre elas:

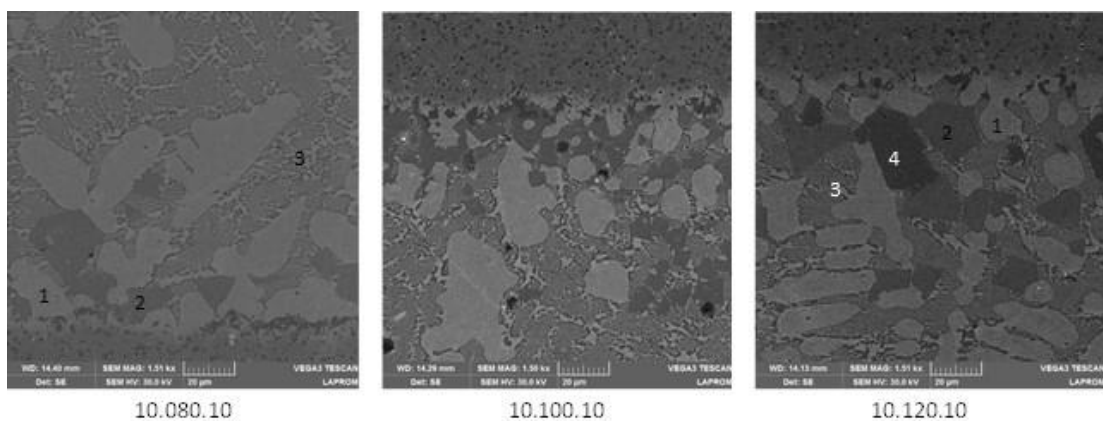


Figura 28: Efeito da temperatura; MEV das regiões interfaciais MA/MB para diferentes amostras

Percebe-se diferença entre os constituintes presentes em cada amostra, principalmente no que foi brasada a 1080 °C. Para este, há 3 regiões de destaque, sendo uma região clara (1), uma escura (2) e uma matriz mesclada (3).

Após análise química feita por EDS, viu-se que a região 1, clara, é composta por aproximadamente 55 % de níquel, 20 % de cromo e 15 % de ferro. Pequenos percentuais de carbono e silício também foram encontrados.

A região escura (2) é composta basicamente por 45 % de cromo, 30 % de níquel, 6 % de ferro e quantidades menores de carbono e silício. Esta região possui dureza mais alta possivelmente devido à formação de carbonetos de cromo e outros compostos intermetálicos frágeis.

O constituinte mesclado (3) é composto, em média, por 45 % de níquel, 25 % de cromo, 20 % de ferro, contendo ainda silício e fósforo em pequenas quantidades.

As amostras brasadas em temperaturas mais altas apresentam estrutura mais complexa. Um constituinte bem claro (1), possui as mesmas características descritas anteriormente para a mostra 10.080.10. Observa-se ainda na microscopia um pouco mais escuro (2), também de características similares às já descritas anteriormente.

Um constituinte ainda mais escuro, (4) pode ser identificado. Segundo a análise por EDS, este constituinte muito escuro é composto aproximadamente por 55 % de cromo, 22 % de níquel, 12 % de ferro e 10 % de carbono. Apesar de não ter sido possível medir a microdureza desta fase especificamente, acredita-se que a dureza seja muito elevada, principalmente devido ao alto teor de cromo e de carbono.

Uma segunda comparação foi feita entre as amostras utilizando as micrografias eletrônicas da Figura 29.

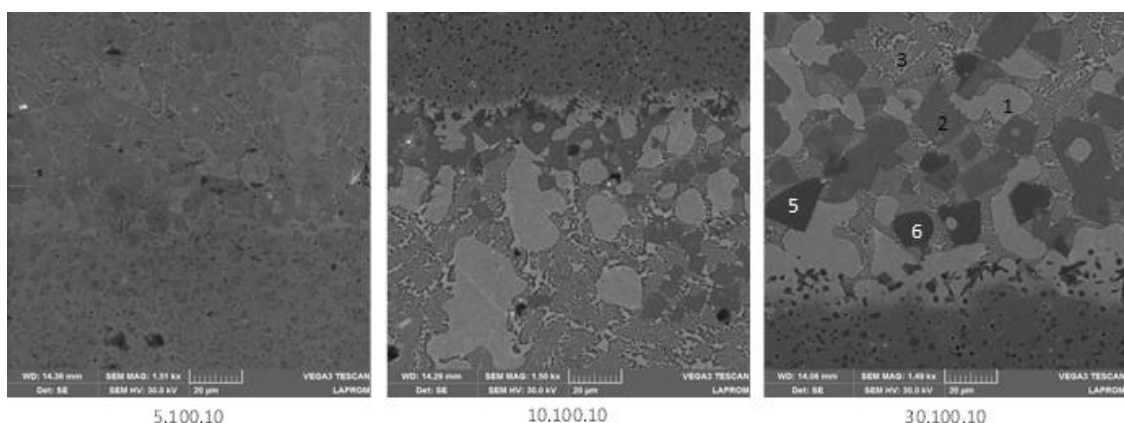


Figura 29: Efeito do tempo; MEV das regiões interfaciais MA/MB para diferentes amostras

Comparando-se as micrografias e o efeito do tempo de brasagem na junta, observa-se que 5 minutos é um tempo muito curto para formação dos constituintes presentes nas demais amostras. Apesar da brasagem ter ocorrido com sucesso, não houve difusão suficiente para que se formassem os constituintes presentes nas demais condições.

Na amostra mantida em temperatura por 30 minutos é possível verificar uma estrutura complexa como na amostra 10.120.10, discutida anteriormente. Os mesmos constituintes estão presentes. É possível notar, porém, que para o constituinte mais escuro (5 e 6, rico em cromo), existem alguns pontos com formato mais esférico, enquanto outros pontos de mesma cor possuem formas com ângulos mais agudos. Desta forma, foi feita a análise com EDS para verificar possíveis diferenças químicas entre estas duas regiões. O resultado desta análise pode ser visto na Tabela 9.

Tabela 9: Composição química para os diferentes constituintes da amostra 30.100.10, referente à Figura 29

Região pontiaguda (5) 30.100.10		Região esférica (6) 30.100.10	
Elemento	Peso [%]	Elemento	Peso [%]
Cr	63,76	Cr	54,18
Ni	13,97	Ni	22,31
Fe	8,55	Fe	12,03

Como esta região mais escura e rica em cromo não existe para tempos nem para temperaturas menores, é provável que sejam fases formadas a partir da combinação de elementos que se difundem na junta durante a brasagem. Seguindo este raciocínio, a Tabela 9 mostra que com o aumento do tempo de brasagem existe um enriquecimento de cromo nestas regiões mais escuras. Este movimento gera fases frágeis na junta, principalmente próximas aos metais base.

Ainda, com base nos resultados da tração até a ruptura dos CP, estes constituintes de maior dureza podem ter efeito positivo na resistência a tração, reforçando a junta.

Observou-se também as microscopias eletrônicas em relação aos diferentes materiais base. Como resultado foi apenas comprovado o que havia sido observado com as microscopias de luz. O aço DIN EN 1.4110 possui uma interação melhor com a fase clara (rica em níquel), que se distribui de forma contínua e em maior quantidade do que para o Elmax, conforme Figura 30.

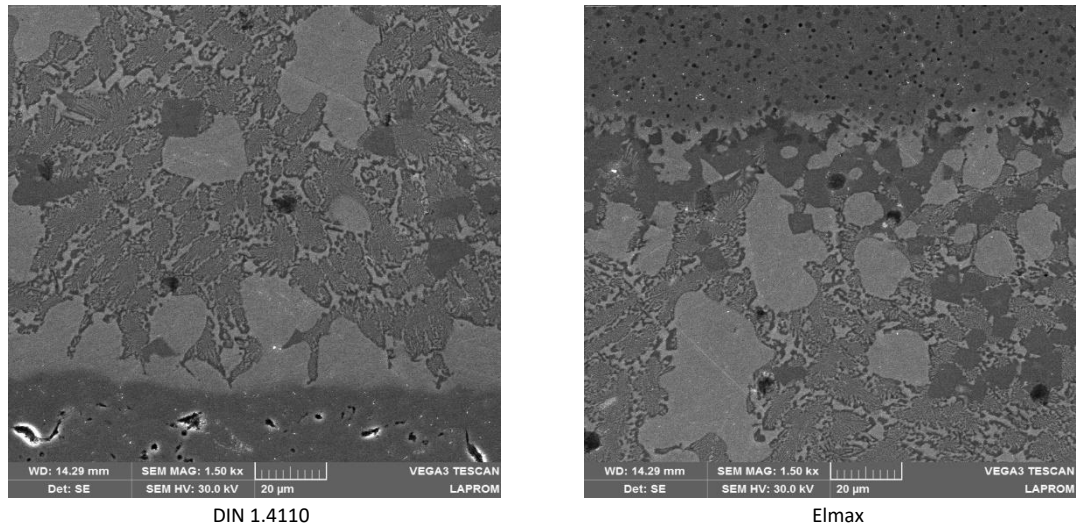


Figura 30: MEV das regiões interfaciais MA/MB para a amostra 10.100.10

Fez-se também uma varredura do perfil de composição química através do EDS para as duas amostras de forma a analisar toda a seção transversal da região brasada e confirmar as informações obtidas com microscopia de luz e MEV. Para diversas amostras o perfil da curva foi similar, de forma que apenas a curva da amostra 10.100.10 será representada. O perfil de composição química pode ser observado na Figura 31.

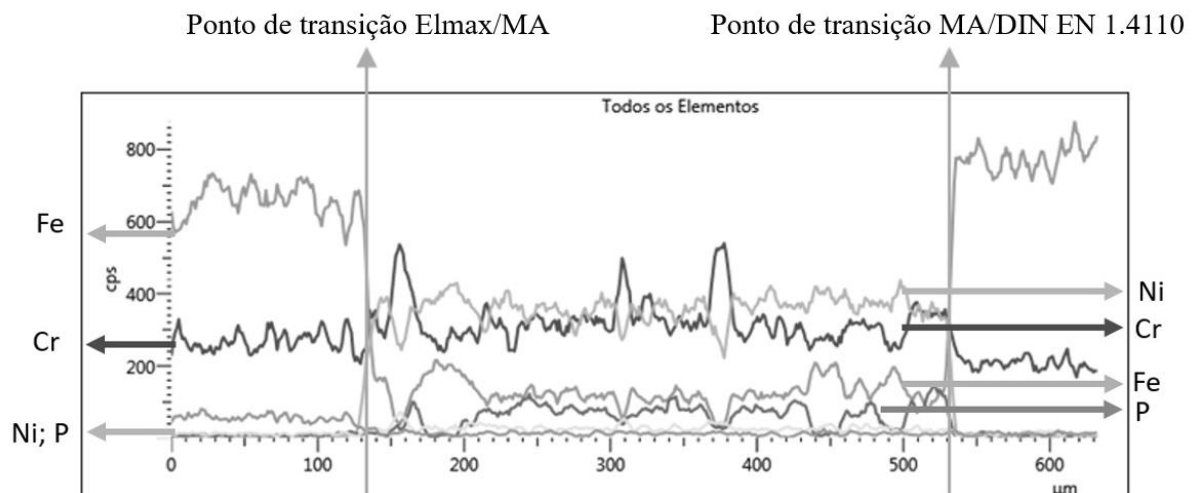


Figura 31: MEV – perfil de composição química da junta brasada no CP 10.100.10 a fim de verificar a extensão das áreas de transição MB/MA/MB

Não se percebe grande difusão e elementos para o interior dos materiais base, tampouco uma grande diluição dos metais base para o interior do metal de adição. A maior diluição que houve foi para o ferro, que esteve presente ao longo de toda a junta. Como a pasta de brasagem não continha ferro, todo o ferro contido na junta vem da difusão. Este teor

de ferro foi maior conforme maior foi a temperatura e tempo pra difusão, variando desde 5 % para a amostra 5.100.10 até teores acima de 20 % para as amostras de 30 minutos.

Através do perfil de composição química se observa os intervalos da junta bem definidos, com interfaces entre MA e MB ocupando uma pequena distância.

Observa-se ainda na Figura 31 que a folga evidenciada pelos pontos de transição entre os materiais é maior que os 0,10 mm anteriormente propostos. Esta diferença é explicada no item 5.5 deste trabalho.

### **5.8.2 Imagens das peças fraturadas após ensaio de tração**

Uma última análise foi feita em MEV. Após a fratura dos corpos de prova no ensaio de tração, foi observada a superfície de fratura das amostras a fim de identificar o modo de falha e a presença ou não de defeitos.

Conforme se havia evidenciado na microscopia de luz, havia em diversas amostras fraturadas alguns vazios, conforme Figuras 32 a 36.

A evidência destes vazios ajuda a reforçar a hipótese de que este pode ser um mecanismo de falha dos corpos ensaiados. Esta ausência de material causa uma redução de área transversal da junta, concentrando tensões. Sendo ponto de concentração de tensões, é possível que estes vazios causem o início da falha da junta sob tração.

Ainda que a causa destes vazios nas juntas não tenha sido estudada em detalhes, é possível que tenham sido causados por trincas de solidificação durante o resfriamento das amostras. Este efeito pode ocorrer especialmente para juntas com folgas maiores que as ideais para cada família de metal de adição. Como é discutido neste trabalho, as medições feitas nas amostras evidenciaram uma folga maior que a inicialmente objetivada, corroborando com a hipótese de trincas de solidificação.

É possível verificar nas Figuras de 32 a 36 as dendritas que se formaram nestes vazios, especialmente destacadas na Figura 36.

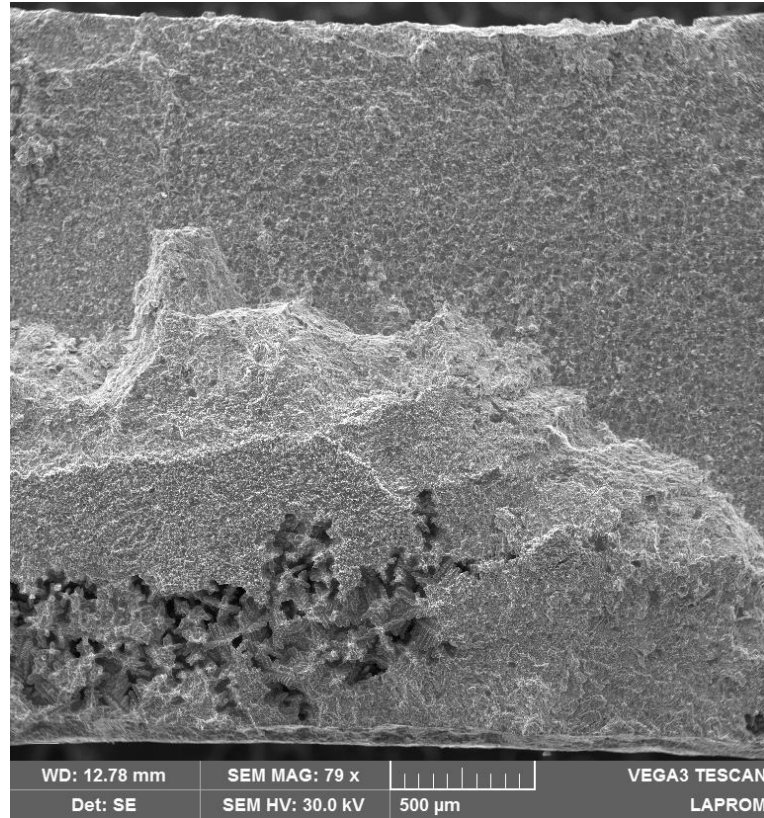


Figura 32: Amostra 10.080.10 fraturada com aumento de 80 vezes

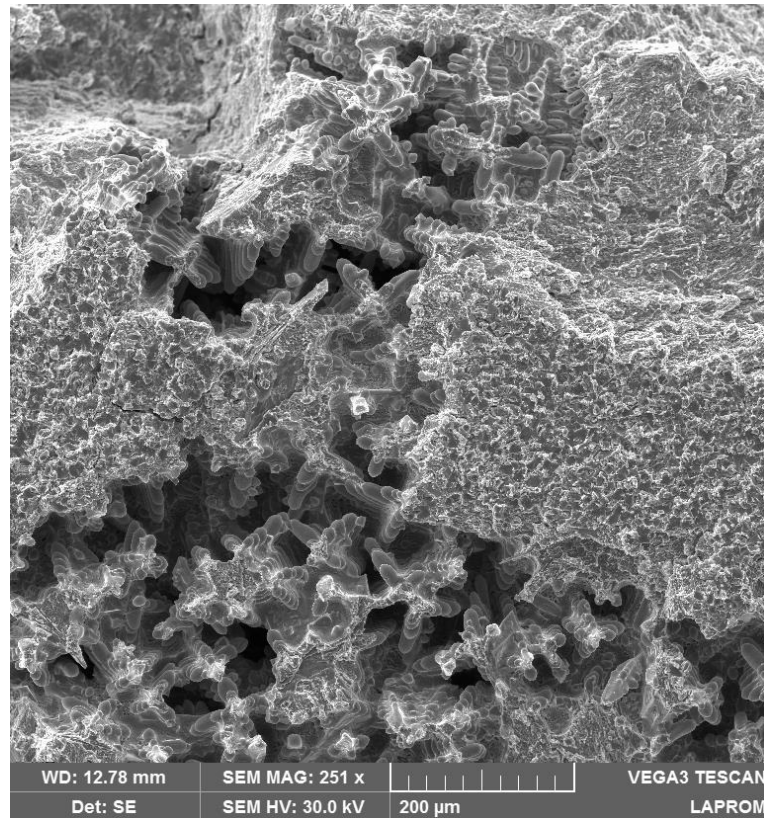


Figura 33: Amostra 10.080.10 fraturada - aumento de 250 vezes

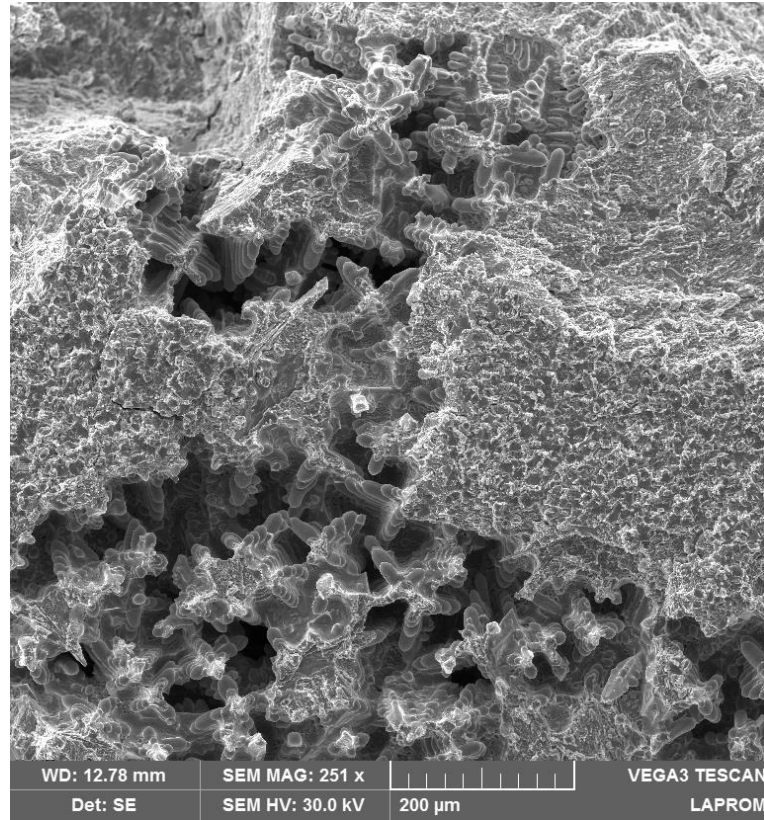


Figura 34: Amostra 10.080.10 fraturada - aumento de 500 vezes

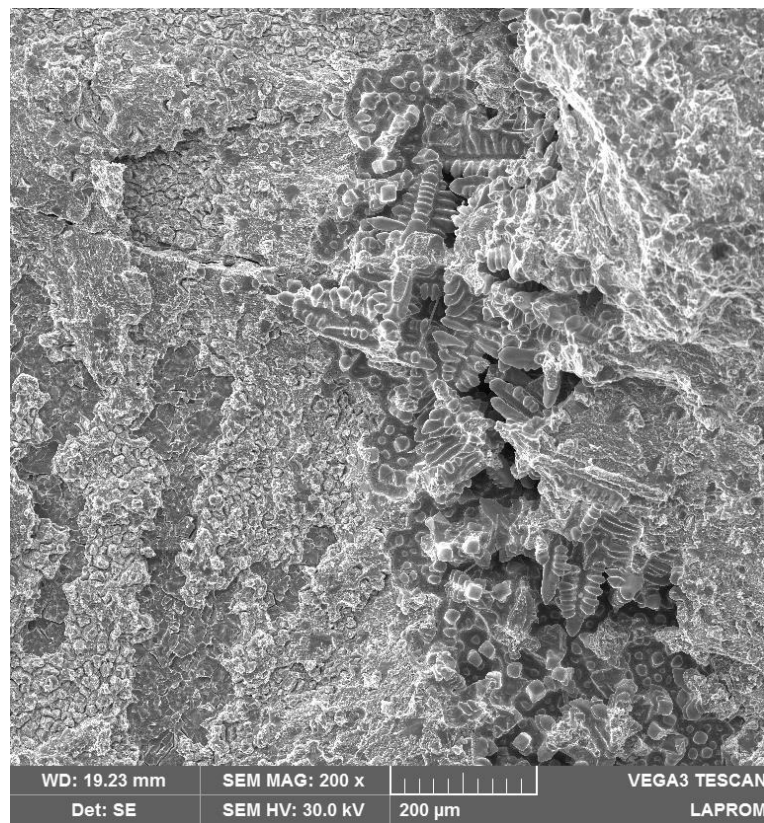


Figura 35: Amostra 10.120.10 fraturada - aumento de 200 vezes



Figura 36: Aumento da Figura 32 com indicativo da solidificação dendrítica



## 6 CONCLUSÕES

Conforme os experimentos e análises executadas neste trabalho é possível concluir:

1. É possível brasar os aços inoxidáveis martensíticos DIN EN 1.4110 e Uddeholm Elmax com metal de adição na forma de pasta B-Ni60CrPSi-980/1040 (DIN EN ISO 3677). O forno a vácuo é um equipamento adequado para este processo;
2. A têmpera dos materiais base juntamente com a brasagem não se mostrou um impedimento para a adequada operacionalização do processo;
3. Há notável influência dos parâmetros testados neste trabalho em relação à resistência mecânica da junta quando tracionada. Para as variáveis testadas, as condições que apresentam a junta com maior resistência à tração são: 10 minutos, 1120 °C e folga inicial de 0,03 mm (folga real próxima de 0,39 mm).
4. Para gerar folgas reais condizentes com aquelas idealizadas no experimento um novo dispositivo de fixação dos corpos de prova a serem brasados é necessário.
5. Para o desenvolvimento de juntas com resistências mais altas é necessário eliminar os vazios evidenciados em grande parte das amostras ensaiadas.
6. Os resultados deste trabalho são importantes pois mostram a possibilidade de fabricação de produtos com mais de um aço inoxidável martensítico unidos entre si por brasagem, algo inédito para os materiais utilizados.

## 7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Um aprofundamento e continuação deste trabalho podem ser feitos a partir das seguintes sugestões:

- Testar como metais de adição pastas de brasagem à base de cobre para as condições que o permitirem;
- A variação dos parâmetros, materiais e procedimentos das brasagens a fim de evitar os vazios encontrados nas juntas de diversas amostras;
- Desenvolver um procedimento ou suporte de brasagem que possibilite gerar juntas com folgas reais mais próximas das estimadas no experimento;
- Explorar mais tempos e temperaturas para otimizar também a têmpera de ambos metais base, não apenas a brasagem;
- Incluir ensaio de corrosão como caracterização das amostras, já que a resistência à corrosão é desejada para a aplicação em facas;
- A investigação do comprimento máximo da junta que é possível com as condições testadas neste trabalho.

## 8 REFERÊNCIAS

- [1] G. E. Totten e M. A. H. Howes, *Steel Heat Treatment Handbook*, 1º ed. Nova Iorque: Marcel Dekker INC, 1997.
- [2] J. R. W. Messler, *Joining of materials and structures*, 1st ed. Oxford - UK: Elsevier Butterworth-Heinemann, 2004.
- [3] J. F. Lancaster, *The Metallurgy of Welding*, 1st ed. Bristol, 1965.
- [4] S. C. Churchill, *Soldering and brazing technology - part two - Brazing*, 1ª. The Machinery Publishing CO. LTD., 1963.
- [5] M. M. Schwartz, *Brazing*, 2nd ed. Russell Township, 2003.
- [6] I. G. Machado, *Soldagem e Técnicas Conexas: Processos*, Pelo autor. Porto Alegre: Associação Brasileira de Soldagem, 1996. A Edição deste livro foi esgotada mas ele está disponível gratuitamente em <http://www.ct.ufrgs.br/lstc>.
- [7] E. Lugscheider e K. D. Partz, "High Temperature Brazing of Stainless Steel with Nickel-Base Filler Metals BNi-2, BNi-5 and BNi-7", *Weld. Res. Suppl.*, p. 160-s-164-s, 1983.
- [8] H. R. Brooker e P. M. Beatson, *Industrial Brazing*, Segunda Edição. Londres: Newnes-Butterworths, 263 p. 1975.
- [9] S. Gangadharan, D. Sivakumar, T. Venkateswaran, e K. Kulkarni, "Evolution of Microstructure in Brazed Joints of Austenitic-Martensitic Stainless Steel with Pure Silver Obtained with Ag-27Cu-5Sn Brazing Filler Material", *Metall. Mater. Trans. A*, vol. 47, nº 12, p. 6148–6159, 2016.
- [10] J. Ruiz-vargas, N. Siredey-schwaller, N. Gey, P. Bocher, e A. Hazotte, "Journal of Materials Processing Technology Microstructure development during isothermal brazing of Ni / BNi-2 couples", *J. Mater. Process. Tech.*, vol. 213, nº 1, p. 20–29, 2013.
- [11] M. Brossa e U. Guerreschi, "Effects induced by the brazing thermal cycle on the structural properties of materials in steel brazed joints", *J. Nucl. Mater.*, vol. 157, p. 626–630, 1988.
- [12] W. W. Zhang, S. Cong, Y. Huang, e Y. H. Tian, "Micro structure and mechanical

- properties of vacuum brazed martensitic stainless steel / tin bronze by Ag-based alloy”, *J. Mater. Process. Tech.*, vol. 248, n° January, p. 64–71, 2017.
- [13] L. Yulong, Z. Cheng, H. Xiaowu, F. Jicai, e H. Peng, “Mechanism and Process of the Intermetallic Compound Particles Reinforced TiAl/Steel Brazing Seam”, *Rare Met. Mater. Eng.*, vol. 44, n° 9, p. 2086–2090, 2015.
- [14] W. Jiang, J. Gong, e S. T. Tu, “Effect of brazing temperature on tensile strength and microstructure for a stainless steel plate-fin structure”, vol. 32, p. 736–742, 2011.
- [15] M. Koster, A. Lis, W. J. Lee, C. Kenel, e C. Leinenbach, “Influence of elastic – plastic base material properties on the fatigue and cyclic deformation behavior of brazed steel joints”, *Int. J. Fatigue*, vol. 82, p. 49–59, 2016.
- [16] Y. Zheng, N. Li, J. Yan, e Y. Cao, “The microstructure and mechanical properties of 1Cr17Ni2/QA17 brazed joints using Cu-Mn-Ni-Ag brazing alloy”, *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 661, p. 25–31, 2016.
- [17] Q. Cai, W. Liu, Y. Ma, e H. Liu, “Microstructure, residual stresses and mechanical properties of diffusion bonded tungsten-steel joint using a V/Cu composite barrier interlayer”, *Int. J. Refract. Met. Hard Mater.*, vol. 48, p. 312–317, 2015.
- [18] Q. Cai, W. Liu, Y. Ma, e Z. Wang, “Diffusion brazing of tungsten and steel using Ti-Ni liquid phase forming interlayer”, *Fusion Eng. Des.*, vol. 91, p. 67–72, 2015.
- [19] R. K. Shiue, S. K. Wu, e C. M. Hung, “Infrared Repair Brazing of 403 Stainless Steel with a Nickel- Based Braze Alloy”, *Metall. Mater. Trans. A*, vol. 33A, p. 1765–1773, 2002.
- [20] A. Elrefaey e W. Tillmann, “Correlation between microstructure , mechanical properties , and brazing temperature of steel to titanium joint”, *J. Alloys Compd.*, vol. 487, p. 639–645, 2009.
- [21] C. L. Ou, D. W. Liaw, Y. C. Du, e R. K. Shiue, “Brazing of 422 stainless steel using the AWS classification BNi-2 Braze alloy”, *J. Mater. Sci.*, vol. 41, p. 6353–6361, 2006.
- [22] G. Chakraborty, P. K. Chaurasia, S. Murugesan, S. K. Albert, e S. Murugan, “Effect of brazing temperature on the microstructure of martensitic – austenitic steel joints”, *Mater. Sci. Technol.*, vol. 836, p. 1–7, 2017.

- [23] W. Tillmann, T. Henning, e M. Boretius, "Effect of the dwell time on the microstructure and tensile strength of vacuum - brazed tool steels using BNi-2 filler metal", *Weld. World*, 2019.
- [24] A. Winiowski e M. Rózański, "Vacuum brazing of stainless steel with silver binder containing nickel and tin", *Weld. Internatinal*, vol. 28:12, p. 947–952, 2014.
- [25] T. Venkateswaran, V. Xavier, S. D., B. Pant, e J. R. Janaki, "Brazing of stainless steels using Cu-Ag-Mn-Zn braze filler: Studies on wettability, mechanical properties, and microstructural aspects", *Mater. Des.*, vol. 121, p. 213–228, 2017.
- [26] V. K. Beura, V. Xavier, T. Venkateswaran, e K. Kulkarni, "Interdiffusion and microstructure evolution during brazing of austenitic martensitic stainless steel and aluminum-bronze with Ag-Cu-Zn based brazing filler material", *J. Alloys Compd.*, 2018.
- [27] A. Elrefaey e W. Tillmann, "Brazing of titanium to steel with different filler metals : analysis and comparison", *J. Mater. Sci.*, vol. 45, p. 4332–4338, 2010.
- [28] A. Winiowski e M. Rózański, "Impact of tin and nickel on the brazing properties of silver filler metals and on the strength of brazed joints made of stainless steels", *Arch. Metall. Mater.*, vol. 58, nº 4, p. 1007–1011, 2013.
- [29] C. Jiang, H. Chen, Q. Wang, e Y. Li, "Effect of brazing temperature and holding time on joint properties of induction brazed WC-Co/carbon steel using Ag-based alloy", *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 229, p. 562–569, 2016.
- [30] E. Lugscheider, H. Reimann, e O. Knotek, "Calculation of Strength of Single-Lap Shear Specimen", *Weld. Res. Suppl.*, p. 189s-192s, 1977.
- [31] X. Dai, J. Cao, J. Liu, S. Su, e J. Feng, "Effect of holding time on microstructure and mechanical properties of SiC/SiC joints brazed by Ag-Cu-Ti + B4C composite filler", *Mater. Des.*, vol. 87, p. 53–59, 2015.
- [32] X. P. Zhang e Y. W. Shi, "A dissolution model of base metal in liquid brazing filler metal during high temperature brazing", *Scr. Mater.*, vol. 50, p. 1003–1006, 2004.
- [33] Uddeholm, "Uddeholm Elmax Superclean", 2019. [Online]. Disponível em: [https://www.uddeholm.com/files/PB\\_Uddeholm\\_elmax\\_english.pdf](https://www.uddeholm.com/files/PB_Uddeholm_elmax_english.pdf). [Acessado: 19-

set-2019].

- [34] Fontargen, “In-dept know how”, 2018. [Online]. Disponível em:  
[https://www.voestalpine.com/welding/es/content/download/9991/183893/file/FON\\_HTL+5+CR\\_EN\\_2018\\_GL\\_105\\_Preview.pdf](https://www.voestalpine.com/welding/es/content/download/9991/183893/file/FON_HTL+5+CR_EN_2018_GL_105_Preview.pdf). [Acessado: 01-set-2019].
- [35] Starrett, “Sítio eletrônico Starret”, 2019. [Online]. Disponível em:  
<https://www.starrett.com.br/produtodetalhe.asp?verlight=1&impr=1&codprod=204>.  
[Acessado: 19-set-2019].