



Leonardo Pellin Rigon

**INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA DE PRÉ-AQUECIMENTO SOBRE A
MICROESTRUTURA E PROPRIEDADES MECÂNICAS DE JUNTAS SOLDADAS
EM AÇO SAE 1045**

Horizontina - RS

2024

Leonardo Pellin Rigon

**INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA DE PRÉ-AQUECIMENTO SOBRE A
MICROESTRUTURA E PROPRIEDADES MECÂNICAS DE JUNTAS SOLDADAS
EM AÇO SAE 1045**

Trabalho Final de Curso apresentado como
requisito parcial para a obtenção do título de
bacharel em Engenharia Mecânica na Faculdade
Horizontina, sob a orientação do Prof. Dr. Eng.
Rafael Luciano Dalcin

Horizontina - RS

2024

FAHOR - FACULDADE HORIZONTINA
CURSO DE ENGENHARIA MECÂNICA

A Comissão Examinadora, abaixo assinada, aprova o trabalho final de curso

“Influência da temperatura de pré-aquecimento sobre a microestrutura e propriedades mecânicas de juntas soldadas em aço SAE 1045”

Elaborada por:
Leonardo Pellin Rigon

Como requisito parcial para a obtenção do grau de Bacharel em
Engenharia Mecânica

Aprovado em: 06/12/2024
Pela Comissão Examinadora

Prof. Dr. Rafael Luciano Dalcin
Presidente da Comissão Examinadora - Orientador

Prof. Dr. Cristiano José Scheuer
Universidade Federal de Santa Maria (UFSM)

Prof. Dr. Richard Thomas Lermen
Atitus Educação

Horizontina - RS
2024

À minha família, por sua capacidade de acreditar em mim e investir em mim. Mãe, seu cuidado e dedicação foi que deram em alguns momentos, a esperança para seguir.

“Todos os que desfrutam acreditam que da árvore o que importa é o fruto, quando na verdade o que importa é a semente: eis a diferença entre os que desfrutam e os que creem”.

(Friederich Nierzsche)

RESUMO

Este trabalho teve como objetivo principal estudar a soldagem do aço SAE 1045, investigando a influência das variações da temperatura de pré-aquecimento nas propriedades mecânicas e microestruturais do material. A pesquisa foi motivada pela relevância do aço SAE 1045 na indústria, especialmente em aplicações que exigem alta resistência e durabilidade, e pelos desafios associados à formação de martensita na ZAC, que pode comprometer a integridade estrutural das juntas soldadas. Assim, buscou-se avaliar se o pré-aquecimento é necessário para garantir a qualidade da solda em chapas de 6,30 mm espessura, considerando critérios normativos e demandas industriais. O estudo testou seis temperaturas de pré-aquecimento: 10 °C, 50 °C, 100 °C, 150 °C, 200 °C e 250 °C, além de investigar a eficácia do passe de revenimento como estratégia para reduzir a dureza na ZAC e mitigar a ocorrência de trincas a frio. Foram analisados dois tipos de juntas soldadas: junta de topo com penetração total (JTPT) e junta de ângulo solda em ângulo (JASA), permitindo avaliar a influência da dissipação térmica sobre os resultados. Os ensaios mecânicos realizados incluíram tração, dureza e dobramento, seguindo normas técnicas como a AWS B2.1/B2.1M:2021, DIN EN ISO 9015-1:2011-05 e AWS B4.0:2016. Os resultados demonstraram que, nas condições testadas, o aço SAE 1045 não necessita de pré-aquecimento para soldagem em chapas de 6,30 mm. Para a JTPT, a resistência à tração dos corpos de prova, apresentou valores médios 1,5% superiores ao metal de base, enquanto os ensaios de dureza indicaram que a dureza média na ZAC está abaixo do critério de aceitação da norma AWS D14.3/14.3M:2019, validando sua aplicação em máquinas agrícolas utilizadas no Brasil. A análise macroscópica revelou que a área de alteração microestrutural na ZAC foi maior na JASA, e o passe de revenimento foi eficaz na redução da dureza na ZAC e no metal de solda, melhorando a homogeneidade microestrutural. Concluiu-se que o pré-aquecimento pode ser dispensado em aplicações específicas do aço SAE 1045, reduzindo custos e tempo de produção, sem comprometer a qualidade da soldagem, visando que as condições de indústria não seguem as orientações normativas para trabalhos com soldagem com esse metal de base.

Palavras-chave: Aço SAE 1045. Pré-aquecimento. Soldagem GMAW. Critérios Normativos. Dureza. Zona Afetada pelo Calor.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Diagrama ferro-carbono	15
Figura 2.2 - Representação esquemática do processo de laminação a frio	16
Figura 2.3 - Microestrutura do aço SAE 1045	17
Figura 2.4 - Diagrama de Graville para estimativa da soldabilidade dos aços em função do teor de carbono e da porcentagem de carbono equivalente	19
Figura 2.5 - Gráfico de fontes de tensão constante.....	21
Figura 2.6 - Coeficiente de correção para a energia de soldagem e espessura da peça em função das geometrias das juntas	23
Figura 2.7 – Coeficiente de correção para a energia de soldagem e espessura da peça em função das geometrias das juntas.....	24
Figura 2.8 – Modos de transferência sobre aspectos de parâmetros de soldagem .	26
Figura 2.9 – Modo de Transferência Curto-Circuito	26
Figura 2.10 - Zonas de uma solda com passe único.....	29
Figura 2.11 - Regiões da ZAC e respectivas temperaturas.....	31
Figura 2.12 – Trinca na margem da solda induzida pelo hidrogênio	31
Figura 2.13 - Regiões da ZAC e respectivas temperaturas.....	34
Figura 2.14 – Microtrincas de solidificação na zona fundida de uma liga Fe-Mn-Al-Si-C.....	35
Figura 3.1 – Fluxograma do planejamento do estudo	37
Figura 3.2 – Junta de topo chanfro em V para as amostras antes soldagem.....	41
Figura 3.3 – Representação da junta de ângulo soldada	43
Figura 3.4 – Representação da junta de ângulo soldada	44
Figura 3.5 – Representação da junta de topo soldada.....	46
Figura 3.6 – Representação da junta de ângulo soldada	46
Figura 3.7 – Local de remoção das amostras soldadas	47
Figura 3.8 – Localização dos pontos de medição de dureza, (a) JTPT, (b) JASA	48
Figura 3.9 – Corpo de prova para ensaio de tração de chapa soldada.....	50
Figura 3.10 – Corpo de prova para ensaio de tração de chapa soldada.....	51

Figura 4.1 – Microestrutura aço SAE 1045	53
Figura 4.2 – Macrografia das juntas soldadas: (a) 9 JTPT; (b) 4 JASA.....	55
Figura 4.3 – Área da seção soldada: (a) JASA; (b) JTPT	57
Figura 4.4 – Dimensões da solda na seção transversal JASA.....	58
Figura 4.5 – Microestrutura da amostra de 9 JTPT	59
Figura 4.6 – Regiões de medição nas juntas soldadas: (a) topo; (b) ângulo.....	60
Figura 4.7 – Dureza das amostras soldadas: (a) JASA; (b) JTPT	61
Figura 4.8 – Resistência a ruptura das amostras de ensaio a tração.....	63
Figura 4.9 – Especificação dispositivo de dobramento: (a) Monográfico para determinar diâmetro do cutelo*; (b) Dimensões do dispositivo de dobramento**	65
Figura 4.10 – Dobramento dos corpos de prova da condição 11 JTPT	66
Figura 4.11 – Correlação entre área da ZAC e do metal de solda e a dureza da ZAC: (a) JASA; (b) JTPT	68

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Resumo dos ensaios realizados.....	38
Tabela 3.2 – Composição química do aço SAE 1045	38
Tabela 3.3 – Composição química do metal de adição ER80 S-Ni1	39
Tabela 3.4 – Corrente crítica (de transição) GMAW-MIG/MAG, em função do gás de proteção; material e diâmetro do arame.....	40
Tabela 3.5 – Resumo das condições de estudo e suas variáveis	42
Tabela 3.6 – Parâmetros de soldagem	43
Tabela 3.7 – Parâmetros de soldagem	45
Tabela 4.1 – Composição química do metal de base.....	52
Tabela 4.2 – Resultados do ensaio de tração do SAE 1045	54

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	11
1.1 TEMA	12
1.2 DELIMITAÇÃO DO TEMA.....	12
1.3 PROBLEMA DE PESQUISA	12
1.4 JUSTIFICATIVA	12
1.5 OBJETIVOS	13
1.5.1 Objetivo geral	13
1.5.2 Objetivos específicos.....	13
2 REVISÃO DA LITERATURA	14
2.1 AÇOS CARBONO E BAIXA LIGA	14
2.1.1 Processos de fabricação e rotas de processamento	15
2.1.2 Microestrutura e propriedades mecânicas	16
2.1.3 Soldabilidade dos aços carbono e baixa liga	18
2.1.4 Carbono equivalente e elementos de liga	19
2.2 PROCESSO DE SOLDAGEM GMAW–MAG	20
2.2.1 Parâmetros de Soldagem	21
2.2.2 Consumíveis de soldagem	23
2.2.3 Modos de transferência metálica.....	25
2.2.4 Descontinuidades em juntas soldadas	27
2.3 CRITÉRIOS DE QUALIDADE PARA SOLDAGEM GMAW–MAG.....	28
2.3.1 Zona termicamente afetada e dureza.....	28
2.4 FISSURAÇÃO PELO HIDROGÊNIO OU FISSURAÇÃO A FRIO	31
2.5 FISSURAÇÃO A QUENTE	32
2.5.1 Estruturas de solidificação e microsegregação	33
2.5.2 Mecanismo e natureza das trincas de solidificação	34
2.5.3 Fatores atuantes sobre a suscetibilidade as trincas de solidificação.....	35
3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	37
3.1 METAL DE BASE	38
3.2 METAL DE ADIÇÃO.....	39
3.3 GÁS DE PROTEÇÃO.....	40
3.4 PREPARAÇÃO DAS AMOSTRAS	40
3.5 PROCEDIMENTO DE SOLDAGEM.....	41
3.5.1 JASA.....	42
3.5.2 JTPT.....	44
3.6 CARACTERIZAÇÃO DAS JUNTAS SOLDADAS	46
3.6.1 Análise metalográfica	47
3.6.2 Medição de microdureza Vickers	48
3.6.3 Ensaio de tração.....	49
3.6.4 Ensaio de dobramento.....	50
4 APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS	52
4.1 CARACTERIZAÇÃO DO METAL DE BASE.....	52
4.1.1 Análise química	52
4.1.2 Análise da Microestrutura	52
4.1.3 Medição de Dureza.....	54
4.1.4 Ensaio de tração.....	54
4.2 ANÁLISE METALOGRÁFICA DAS JUNTAS SOLDADAS	54
4.2.1 Análise Macrográfica	54
4.2.2 Micrografia	58

4.3 ANÁLISE DE DUREZA DAS JUNTAS SOLDADAS	59
4.4 ENSAIOS DE TRAÇÃO DAS JUNTAS SOLDADAS E METAL DE BASE	62
4.5 ENSAIO DE DOBRAMENTO	64
4.6 DISCUSSÃO GERAL DOS RESULTADOS	66
CONCLUSÃO	70
REFERÊNCIAS.....	71
APÊNDICES	74

1 INTRODUÇÃO

O desenvolvimento de materiais metálicos avançados e técnicas de fabricação mais eficientes tem sido impulsionado pela demanda crescente por estruturas mais leves, resistentes e economicamente viáveis. Nesse contexto, os aços carbono e baixa liga, especialmente o aço SAE 1045, destacam-se como materiais amplamente utilizados em aplicações estruturais e industriais. Sua popularidade deriva da combinação equilibrada de propriedades mecânicas, custo acessível e boa resposta aos processos de soldagem, para isso as verificações de fabricação utilizando esse metal de base. Entretanto, os desafios relacionados à integridade estrutural das juntas soldadas nesses materiais, particularmente em ambientes de alta solicitação mecânica, continuam a motivar estudos detalhados sobre os fatores que influenciam seu desempenho (Callister e Rethwisch, 2020; Davis, 2006).

Um dos aspectos críticos na soldagem de aços carbono e baixa liga é a influência dos parâmetros térmicos e dos consumíveis na microestrutura e nas propriedades mecânicas da junta soldada. Estudos como os de Costa e Silva *et al.* (2018) demonstram que a escolha do procedimento de soldagem, incluindo o uso de pré-aquecimento e passes de revenimento, pode mitigar problemas como trincas na ZAC e melhorar a resistência mecânica global. Nesse sentido, a análise do comportamento metalúrgico das juntas soldadas, especialmente em condições de pré-aquecimento controlado, é essencial para otimizar processos e garantir a confiabilidade estrutural.

A adequação dos consumíveis de soldagem, classificados como *undermatching*, *matching* ou *overmatching*, tem recebido atenção significativa na literatura. Essa classificação baseia-se na relação de resistência mecânica entre o metal de solda e o metal de base, sendo fundamental para minimizar descontinuidades e evitar falhas nas juntas soldadas (Miller, 1994; Machado, 2012). O entendimento detalhado desses fatores é indispensável para aplicações em indústrias como automotiva, equipamentos para agricultura e petróleo e gás, onde a segurança e o desempenho são de importância crítica.

A abordagem experimental adotada inclui a análise detalhada de parâmetros como dureza, resistência à tração e comportamento da ZAC, utilizando métodos normativos para avaliação. Espera-se que os resultados obtidos contribuam para a formulação de diretrizes técnicas que ampliem a eficiência e a confiabilidade de

processos de soldagem em aços de médio carbono, fornecendo subsídios para futuras aplicações e pesquisas na área.

1.1 TEMA

Análise da influência do pré-aquecimento na junta soldada do aço SAE 1045, dentre um comparativo de dureza na ZAC e critérios normativos.

1.2 DELIMITAÇÃO DO TEMA

Análise comparativa da influência do calor na pré-soldagem, com variações gradativas em cada amostra, sendo limitado as juntas e número de amostras analisadas. Empregando o processo de soldagem GMAW-MAG (*Gas Metal Arc Welding – Metal Active Gas*), em passe único e geometria de junta de solda padronizada. Variação de duas amostras para realizar um passe de revenimento para análise das juntas, como um acréscimo ao número de amostras do trabalho.

1.3 PROBLEMA DE PESQUISA

As restrições normativas para a soldagem de determinados aços aumentam o tempo de produção de equipamentos, conjuntos ou peças. Segundo as normas da AWS (American Welding Society), aços com elementos microligantes ou carbono equivalente (CE) igual ou superior a 0,31 exigem pré-aquecimento da junta a ser soldada. Essa exigência visa evitar elevada dureza na Zona Termicamente Afetada (ZTA), limitada a 410 HV10 conforme a norma AWS D14.3:D14.3M:2019, e reduzir o risco de fissuração por hidrogênio na solda. Considerando essas limitações, quais soluções podem ser aplicadas na soldagem para minimizar ou eliminar a necessidade de pré-aquecimento no ambiente industrial?

1.4 JUSTIFICATIVA

Dentre todos os processos de fabricação existentes, a soldagem está privilegiada, pois através da união de materiais produzidos, em grandes números e formas padronizadas, é possível se obter inúmeras combinações, das quais resultam desde pequenas peças como armações de óculos, até estruturas gigantescas, exemplificadas pelas plataformas submarinas e naves espaciais. Além disso, este também é o método que permite utilizar um material de muito menor custo como base

e, somente nos locais necessários sobre ele, realizar revestimento protetor próprio para enfrentar corrosão; atrito; calor, ou outro tipo de desgaste (Machado, 1996).

Apesar das diversas aplicações do aço SAE 1045, poucos estudos foram realizados sobre esse material devido a restrições relacionadas ao uso de pré-aquecimento, principalmente por questões associadas ao Carbono Equivalente (CE). Este trabalho busca contribuir para a indústria, oferecendo uma análise direcionada do uso de aços em equipamentos ou peças que envolvam soldagem, focando especificamente em dois tipos de juntas comumente utilizadas.

1.5 OBJETIVOS

1.5.1 Objetivo geral

Realizar a soldagem de amostras de SAE 1045 sob condições específicas para materiais que requerem pré-aquecimento, comparando os resultados com os critérios da norma AWS D14.3/D14.3M:2019 para avaliar as características mecânicas e microestruturais da junta soldada.

1.5.2 Objetivos específicos

- Verificar a dureza da junta soldada, nos parâmetros gerais que envolvem o metal de base e o metal de solda, com a realização de perfil de microdureza;
- Analisar a não necessidade do pré-aquecimento para o aço, com a tendência de a dureza na ZAC ser inferior ao critério da normativa;
- Variação nas temperaturas de pré-aquecimento e identificar as durezas da junta, com uma análise da resistência mecânica a tração;
- Avaliar uma estratégia alternativa que pode contornar o tratamento térmico inicial, sendo realizado o passe de revenimento na junta soldada;
- Realizar os comparativos normativos com os critérios de aceitação para fabricação de equipamentos.

2 REVISÃO DA LITERATURA

A seção de revisão bibliográfica aborda os principais aspectos relacionados à soldagem de aços de médio carbono, com foco nas propriedades e características dos aços carbono e baixa liga, especialmente o aço SAE 1045. São analisadas suas microestruturas, propriedades mecânicas e soldabilidade, destacando-se a influência de parâmetros de soldagem, como o pré-aquecimento, sobre a ZAC, considerando normas e limitações técnicas.

Também são discutidos critérios de qualidade aplicáveis ao processo de soldagem e as principais descontinuidades em juntas soldadas. Mecanismos de fissuração, como trincas a frio e a quente, são examinados em relação às condições metalúrgicas e aos procedimentos de soldagem.

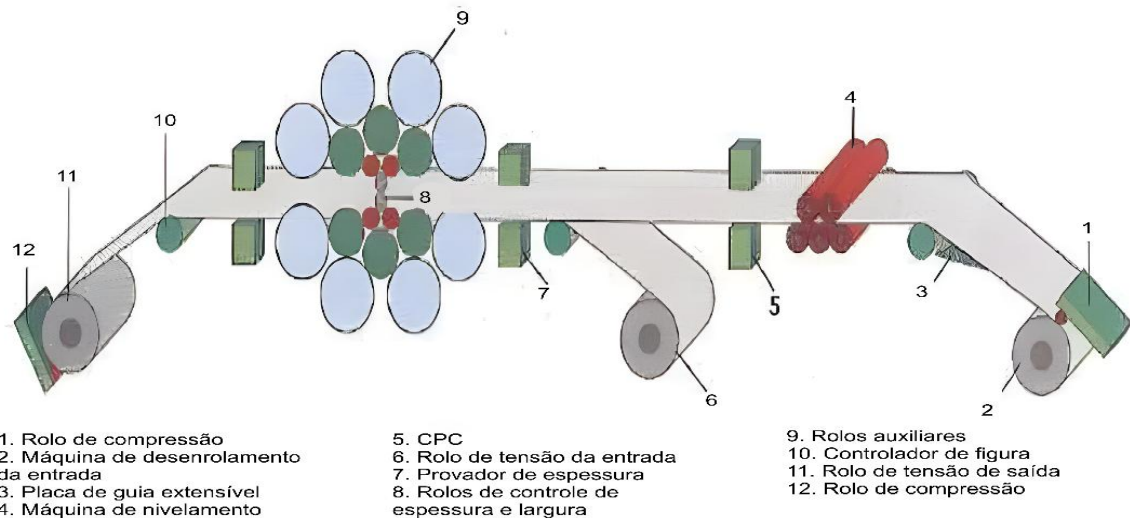
2.1 AÇOS CARBONO E BAIXA LIGA

Os aços são ligas de ferro-carbono que podem conter concentrações significativas de outros elementos de liga. Existem diversas ligas diferentes, variando em composição e tratamentos térmicos. Suas propriedades mecânicas dependem do teor de carbono, geralmente inferior a 1,0% em peso. Os aços são comumente classificados com base na concentração de carbono em três categorias principais: baixo, médio e alto carbono. Cada grupo pode ter subclasses definidas pela presença de outros elementos de liga. Os aços carbono simples contêm apenas pequenas quantidades residuais de impurezas, além de carbono e manganês (Callister e Rethwisch, 2020). A Figura 2.1 ilustra a relação entre o teor de carbono e a temperatura, destacando como esses fatores influenciam a formação das diferentes microestruturas nos aços.

Os aços de médio carbono têm concentrações de carbono entre cerca de 0,3 e 0,6% em peso. Essas ligas podem ser tratadas termicamente por austenitização, têmpera e depois revenido para melhorar suas propriedades mecânicas. São mais frequentemente utilizados na condição revenida, possuindo microestruturas de martensita revenida. Os aços simples de médio carbono têm baixa temperabilidade e podem ser tratados termicamente com sucesso apenas em seções muito finas e com taxas de têmpera muito rápidas. Adições de cromo, níquel e molibdênio melhoram a capacidade dessas ligas de serem tratadas termicamente, dando origem a uma variedade de combinações resistência-ductilidade. Essas ligas tratadas termicamente

Shigley *et al.* (2015), essa etapa também induz encruamento, elevando a dureza e a resistência do material, mas com redução na ductilidade, o que pode ser ajustado por tratamentos térmicos, como o recozimento. Uma representação esquemática pode ser visualizada na Figura 2.2.

Figura 2.2 - Representação esquemática do processo de laminação a frio



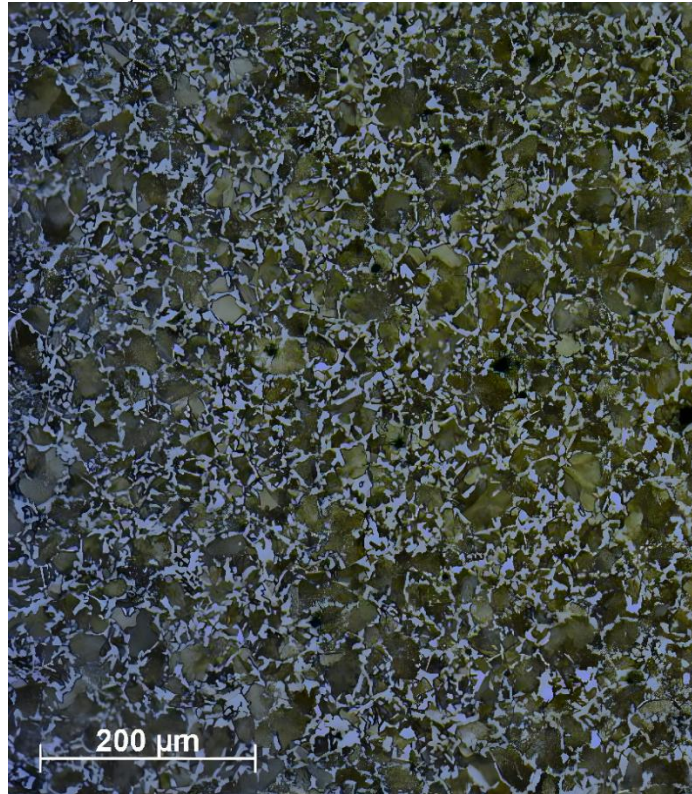
Fonte: Autor, 2024.

O aço SAE 1045 também pode passar por processos de tratamento térmico, como normalização e têmpera, dependendo das propriedades desejadas para a aplicação final. Essas etapas são essenciais para ajustar a resistência, a dureza e a tenacidade do aço. As rotas de processamento podem incluir tratamentos superficiais, como cementação ou nitretação, quando se busca aumentar a resistência ao desgaste superficial (ASM International, 2011).

2.1.2 Microestrutura e propriedades mecânicas

A microestrutura do aço SAE 1045 no estado bruto de fabricação é composta predominantemente por ferrita e perlita. A proporção dessas fases depende da taxa de resfriamento durante o processamento térmico ou mecânico. De acordo com Callister e Rethwisch (2021), a ferrita é uma fase dúctil e de baixa dureza, enquanto a perlita, sendo uma mistura de ferrita e cementita em forma lamelar, confere maior resistência e dureza ao material. Na Figura 2.3, nota-se as microestruturas citadas.

Figura 2.3 - Microestrutura do aço SAE 1045



Fonte: Adaptado Freitas, 2016.

Quando submetido a tratamentos térmicos, como têmpera e revenimento, a microestrutura do SAE 1045 pode ser alterada. A têmpera com taxa maior de resfriamento, como água ou óleo, resulta em martensita, uma fase dura e frágil. Esse tipo de microestrutura aumenta consideravelmente a dureza do material, mas a ductilidade é reduzida. Para equilibrar essas propriedades, o revenimento é aplicado, transformando parte da martensita em bainita ou em uma mistura de ferrita e carbonetos (Shigley *et al.*, 2015).

As propriedades mecânicas do aço SAE 1045 são diretamente influenciadas por sua microestrutura. No estado laminado a quente, ele apresenta um limite de escoamento na faixa de 310 MPa e resistência à tração em torno de 565 MPa, com alongamento típico de 16%, já na condição de laminado a frio o limite de escoamento pode apresentar 641 MPa e a resistência a tração pode ficar em torno de 827 MPa, com o alongamento típico de 18% (ASM International, 2011; Welding Handbook, 2001). Estas propriedades tornam o material adequado para aplicações que requerem boa resistência ao impacto e desgaste moderado.

2.1.3 Soldabilidade dos aços carbono e baixa liga

Aço carbono simples consiste em ferro com menos de 1,0% de carbono e pequenas quantidades de manganês, fósforo, enxofre e silício. As propriedades e soldabilidade deste aço dependem principalmente do seu teor de carbono, embora outros elementos de liga e residuais influenciem as propriedades em uma extensão limitada. Aços carbono simples são frequentemente categorizados como aços de baixo, médio e alto carbono. A soldabilidade é excelente para aços de baixo carbono, boa a razoável para aços de médio carbono e ruim para aços de alto carbono (Welding Handbook, 2001).

A soldabilidade dos aços carbono e baixa liga está diretamente relacionada à sua composição química, microestrutura e propriedades mecânicas. De acordo com Okumura e Taniguchi (1982), esses materiais apresentam uma variabilidade considerável no comportamento durante a soldagem, principalmente em função do teor de carbono e de elementos de liga, como manganês, cromo e molibdênio. A presença desses elementos pode influenciar significativamente a formação de estruturas metálicas como a martensita, que, em condições inadequadas de resfriamento, pode gerar tensões residuais e trincas no metal de solda ou na ZAC. Além disso, fatores como o pré-aquecimento, controle de temperatura interpasses e a escolha apropriada de consumíveis são essenciais para evitar defeitos e assegurar a integridade das juntas soldadas nesses aços.

A soldabilidade é a propriedade de um material que indica sua capacidade de ser soldado sem comprometer sua integridade ou funcionalidade. Essa propriedade depende de diversos fatores, incluindo a composição química do material, os processos de soldagem utilizados, os parâmetros aplicados e as condições operacionais a que a peça será submetida (AWS A3.0, 2001).

De acordo com Costa e Silva *et al.* (2018), os aços carbono e baixa liga possuem soldabilidade variável, dependendo do teor de carbono equivalente (CE), que é um indicador usado para prever a tendência ao endurecimento e à formação de trincas. Quanto maior o CE, maior o risco de trincas a frio na ZAC, especialmente em processos com altos gradientes térmicos. Nesses casos, o pré-aquecimento é amplamente recomendado para reduzir as tensões residuais e controlar o resfriamento.

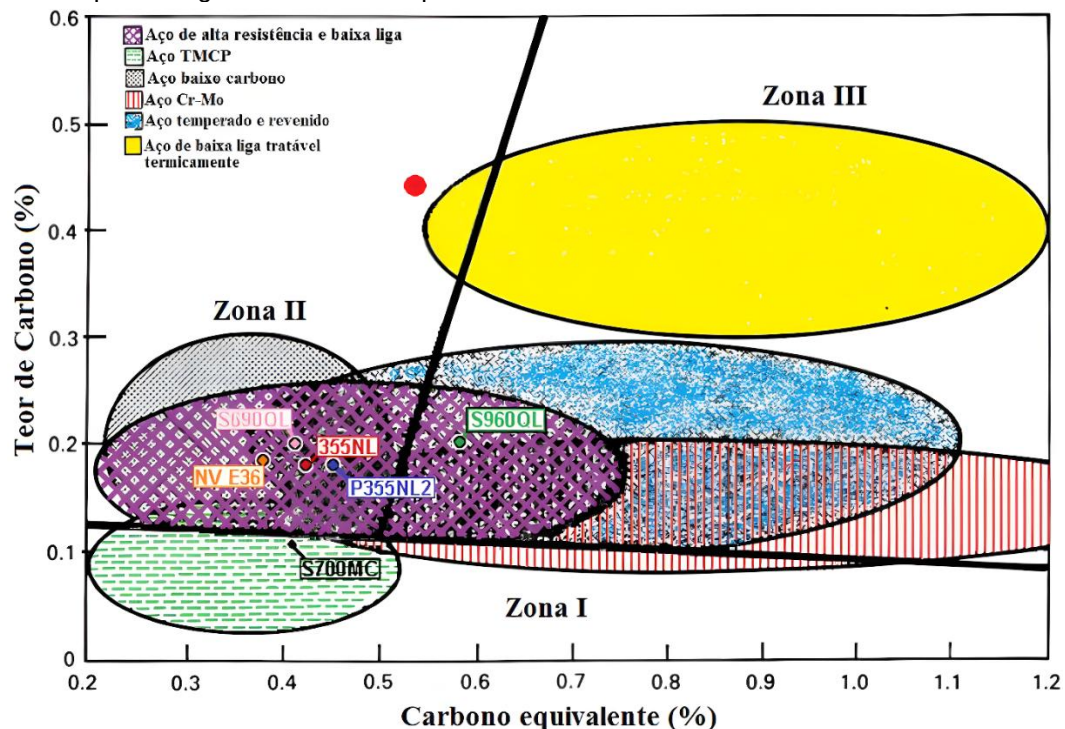
2.1.4 Carbono equivalente e elementos de liga

A soldabilidade do aço refere-se à capacidade de ser soldado sem a ocorrência de defeitos, resultando em juntas soldadas com desempenho satisfatório durante o serviço. Um aço é considerado soldável quando pode ser soldado com ZTA menos endurecidas e sem risco de trincas induzidas por hidrogênio. A soldabilidade dos aços tem sido amplamente avaliada com base em práticas empíricas de soldagem (Yurioka, 2001). A Equação 1, foi desenvolvida pelo International Institute of Welding (IIW) (Yurioka, 2001).

$$CE(IIW) = C + \frac{Mn}{6} \quad (1)$$

Além da fórmula do CE proposta pelo IIW, existem diversas outras fórmulas para estimar a soldabilidade dos aços. Um método gráfico alternativo é o Diagrama de Graville, apresentado na Figura 2.4, que correlaciona o teor de carbono com a porcentagem de carbono equivalente (Davis, 2006). Conforme o Diagrama de Graville, o aço SAE 1045 está próximo da Zona III, destacada em vermelho na Figura 2.4. Nessa zona, para evitar trincas a frio induzidas por hidrogênio, é necessário adotar procedimentos de baixo hidrogênio, como o pré-aquecimento e o tratamento térmico pós-soldagem (Davis, 2006).

Figura 2.4 - Diagrama de Graville para estimativa da soldabilidade dos aços em função do teor de carbono e da porcentagem de carbono equivalente



Fonte: Adaptado Davis, 2006.

O pré-aquecimento oferece várias vantagens, como redução de taxas de resfriamento, redução de gradientes de temperatura e diminuição das tensões residuais de tração. Uma vez que a resistência ao escoamento do material se reduz a temperaturas mais elevadas, o acúmulo de tensões residuais máximas também é menor. Para o AISI H13 é utilizada uma temperatura de pré-aquecimento de 400 °C que está acima da temperatura de início da transformação martensítica (Rajeev et al., 2017).

O calor da soldagem traz certas mudanças sobre a estrutura do aço que está sendo soldado e ao metal de solda. Algumas destas mudanças ocorrem durante a soldagem, outras depois do metal resfriado. Durante a soldagem, a temperatura do metal de solda fundido atinge 1650 °C ou maior. A uma pequena distância da solda, a temperatura do metal de base pode ser 300 °C. Quando o aço atinge ou excede certas temperaturas críticas entre estes valores, mudanças ocorrem afetando a estrutura do grão, dureza e propriedades mecânicas (AWS, 2000).

Um material metálico é considerado soldável para determinados processos e finalidades quando a soldagem garante a integridade das juntas soldadas, atendendo aos requisitos técnicos relacionados tanto às suas propriedades quanto ao impacto nas estruturas em que são utilizadas (Rodrigues e Cersosimo, 2022).

2.2 PROCESSO DE SOLDAGEM GMAW–MAG

O processo de soldagem GMAW (*Gas Metal Arc Welding*), também conhecido como MIG/MAG (*Metal Inert Gas/Metal Active Gas*), utiliza como fonte de calor do arco elétrico estabelecido entre um eletrodo nu consumível e o metal de base. O calor funde a extremidade do eletrodo (arame integralmente sólido ou arame com enchimento metálico – *metal cored*) e a superfície do metal de base para formar a solda. O arame, eletrodo do processo é alimentado continuamente, sem interrupções durante a soldagem (Rodrigues e Cersosimo, 2022).

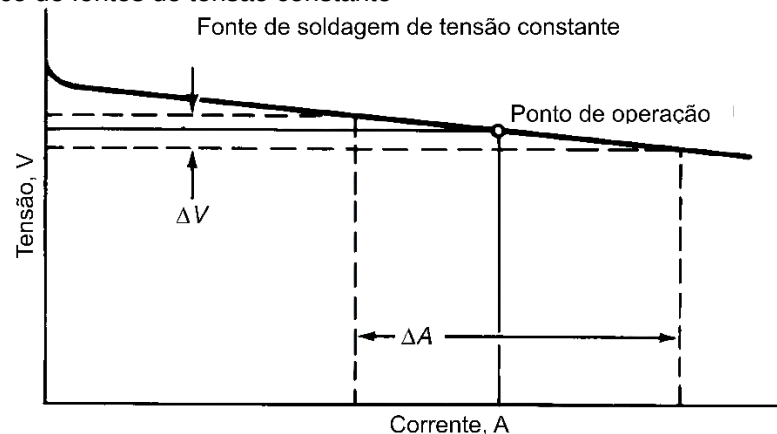
A proteção do arco e da poça fundida vem de um gás, ou mistura de gases, alimentado externamente, o qual pode ser inerte ou ativo. Os gases seriam aqueles que não reagem quimicamente com o metal de solda (geralmente Argônio e Hélio), enquanto os ativos são aqueles que têm reatividade química moderada e controlada (tais como o CO₂, misturas de Ar ou He + CO₂, podendo ter adições de O₂ e, em menor escala o N₂). A aplicação de gases inertes é necessária na soldagem de metais de

base altamente formadores de óxidos, como o alumínio e titânio e aços inoxidáveis (Rodrigues e Cersosimo, 2022).

2.2.1 Parâmetros de Soldagem

A maioria das aplicações da soldagem GMAW requer energia com corrente contínua e polaridade inversa (CC+), a qual irá proporcionar maior concentração de calor no eletrodo arame, possibilitando a deposição em altas velocidades do arame na poça de fusão (Rodrigues e Cersosimo, 2022). Em fontes de potência com curva característica tensão constante, o controle da corrente é realizado através da velocidade de alimentação, sendo a relação entre ambos diretamente proporcional. Com curva característica corrente constante, este controle é independente (Machado, 1996), a Figura 2.5 mostra a operação de uma fonte característica.

Figura 2.5 - Gráfico de fontes de tensão constante



Fonte: Adaptado de Welding Handbook, 2001.

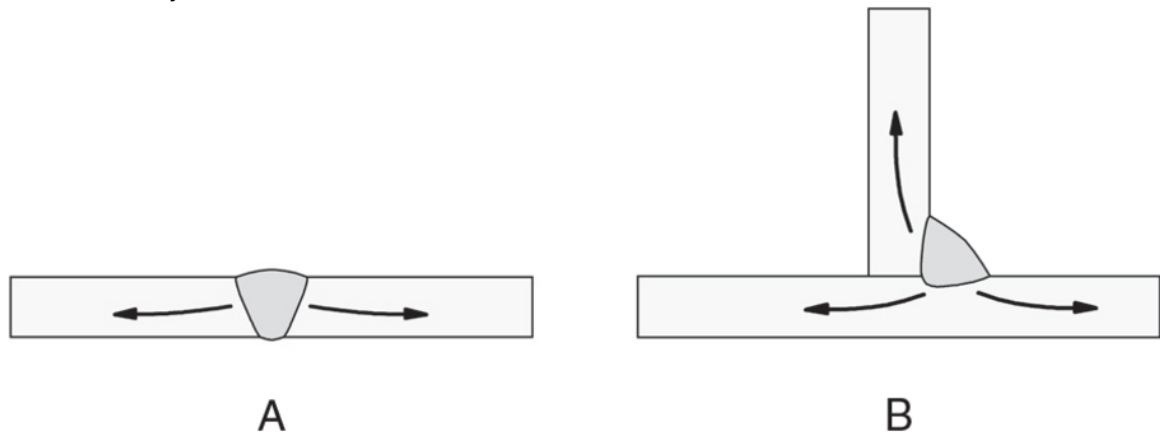
O comprimento do arco é uma variável crítica que deve ser cuidadosamente controlada. Por exemplo, no modo de arco de pulverização com proteção de argônio, um arco muito curto sofre curtos-circuitos momentâneos. Esses curtos-circuitos causam flutuações de pressão que bombeiam ar para dentro do fluxo do arco, produzindo porosidade ou fragilização devido ao nitrogênio absorvido. Se o arco for muito longo, ele tende a se desviar, afetando os perfis de penetração e de superfície do cordão. Um arco longo também pode interromper a proteção de gás. No caso de um arco encoberto com uma proteção de dióxido de carbono, um arco longo resulta em uma condição não encoberta e produz respingos e porosidade excessivos. Se o arco for muito curto, a ponta do eletrodo causa um curto-circuito na poça de solda, causando instabilidade (Welding Handbook, 2004).

A velocidade de deslocamento refere-se à taxa linear com que o arco elétrico se move ao longo da junta. Mantendo-se as demais condições constantes, a penetração da solda é máxima em velocidades intermediárias. Em velocidades mais baixas, a deposição de metal de adição por unidade de comprimento aumenta, mas o arco incide predominantemente sobre a poça de fusão em vez do metal de base, reduzindo a penetração efetiva. Além disso, velocidades muito baixas resultam em cordões de solda mais largos (Villani *et al.*, 2016).

O fluxo de calor na soldagem pode ser dividido, de maneira simplificada, em duas etapas básicas: fornecimento de calor à junta e dissipação deste calor pela peça. Na primeira etapa, um parâmetro importante para caracterizar o processo é a energia de soldagem (ou aporte térmico) definida como a quantidade de energia fornecida à junta por unidade de comprimento dela. Na soldagem a arco, pode-se considerar o arco como a única fonte de calor, porém existem reações exotérmicas que produzem cerca de 6% de calor adicional ao calor do arco. Na segunda etapa, a dissipação do calor ocorre principalmente por condução na peça, das regiões aquecidas para o restante do material. A evolução de temperatura em diferentes pontos, devido à soldagem, pode ser estimada teórica ou experimentalmente (Villani *et al.*, 2016).

A velocidade de resfriamento varia inversamente com a energia de soldagem, isto é, quanto menor a energia de soldagem maior a velocidade de resfriamento. A influência da energia de soldagem na velocidade de resfriamento é maior em espessuras finas. A velocidade de resfriamento varia com a forma geométrica das peças. Considerando todos os outros parâmetros idênticos, uma junta em T possui três direções para o fluxo de calor, enquanto uma junta de topo possui apenas duas, como mostra a Figura 2.6; logo, juntas em ângulo tendem a esfriar mais rapidamente (Villani *et al.*, 2016).

Figura 2.6 - Coeficiente de correção para a energia de soldagem e espessura da peça em função das geometrias das juntas



Fonte: Adaptado de Villani *et al.*, 2016.

Como em todos os processos de soldagem a arco, a orientação do eletrodo de soldagem em relação à junta de solda afeta o formato e a penetração do cordão de solda. A orientação do eletrodo afeta o formato e a penetração do cordão em maior extensão do que a tensão do arco ou a velocidade de deslocamento. A orientação do eletrodo é descrita de duas maneiras — pela relação do eixo do eletrodo com a direção do deslocamento (o ângulo de deslocamento) e pelo ângulo entre o eixo do eletrodo e a superfície da peça de trabalho adjacente (o ângulo de trabalho) (Welding Handbook, 2004).

2.2.2 Consumíveis de soldagem

Na soldagem, a seleção de consumíveis é um dos fatores determinantes para garantir a qualidade da junta soldada, sendo fundamental considerar as propriedades mecânicas do material de base e do metal de adição. A condição *undermatching* ocorre quando a resistência mecânica do metal de solda é inferior à do material de base. Essa abordagem pode ser aplicada intencionalmente em estruturas que exigem maior ductilidade na junta soldada, para minimizar tensões residuais e evitar trincas na ZAC. Segundo Costa e Silva *et al.* (2018), a técnica é vantajosa em aplicações que requerem maior tolerância a deformações plásticas, especialmente em ambientes sujeitos a cargas dinâmicas.

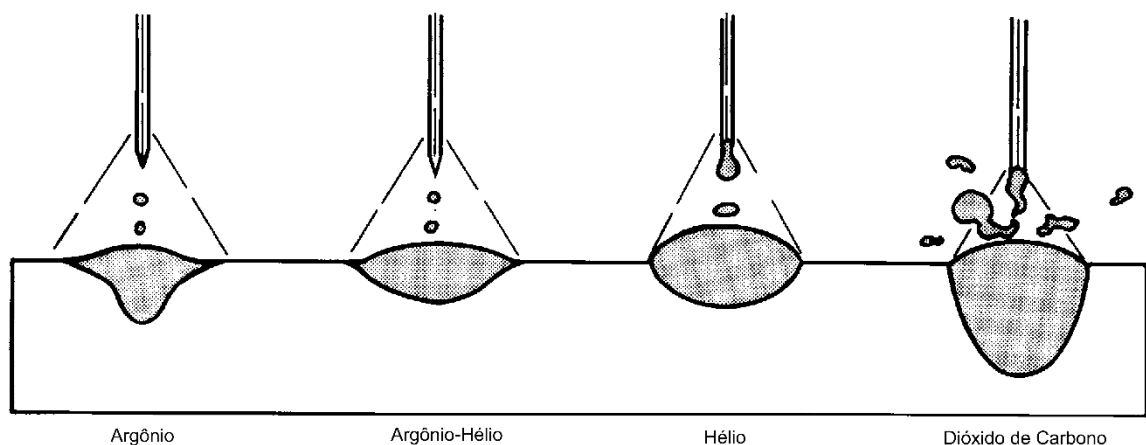
O *matching* é caracterizado pela equivalência da resistência mecânica entre o metal de solda e o material de base. Essa condição é a mais comum e geralmente é recomendada para projetos que seguem normas específicas, como a AWS D14.3/D14.3M:2019, pois garante propriedades homogêneas na junta soldada. De acordo com Davis (2006), essa equivalência é fundamental para estruturas sujeitas a

esforços estáticos e moderados, onde a uniformidade de propriedades mecânicas é essencial.

A resistência mecânica do metal de solda é superior à do material de base se caracteriza por *overmatching*. Essa condição é adotada em situações em que a junta soldada é submetida a tensões elevadas ou ambientes severos, como em indústrias petroquímicas ou na construção naval. Conforme Yurioka (2001), embora o *overmatching* proporcione maior segurança contra falhas, ele pode gerar concentrações de tensão na interface entre o metal de solda e o material de base, o que requer atenção especial ao projeto e à execução da solda.

O gás de proteção utilizado na soldagem MIG/MAG podem ser inertes ou ativos ou, ainda, misturas destes. O tipo de gás influencia as características do arco e a transferência de metal, a penetração, a largura e o formato do cordão de solda, a velocidade máxima de soldagem, a tendência ao aparecimento de mordeduras e o custo da operação. A atmosfera protetora é um envolvimento de gás ou vácuo envolvendo as peças de trabalho, usado para prevenir ou reduzir a formação de óxidos e outras substâncias superficiais prejudiciais e para facilitar sua remoção (Welding Handbook, 2004; Villani *et al.*, 2016), a Figura 2.7 mostra as características de soldagem conforme a variação do gás de proteção.

Figura 2.7 – Coeficiente de correção para a energia de soldagem e espessura da peça em função das geometrias das juntas



Fonte: Adaptado de Welding Handbook, 2001.

A variação na forma do cordão de solda em função do tipo de gás de proteção adotado ocorre devido às diferentes propriedades físicas e químicas dos gases, que influenciam diretamente o comportamento do arco elétrico, a transferência de calor e a interação entre o metal de adição e a poça de fusão. Essas diferenças resultam nas

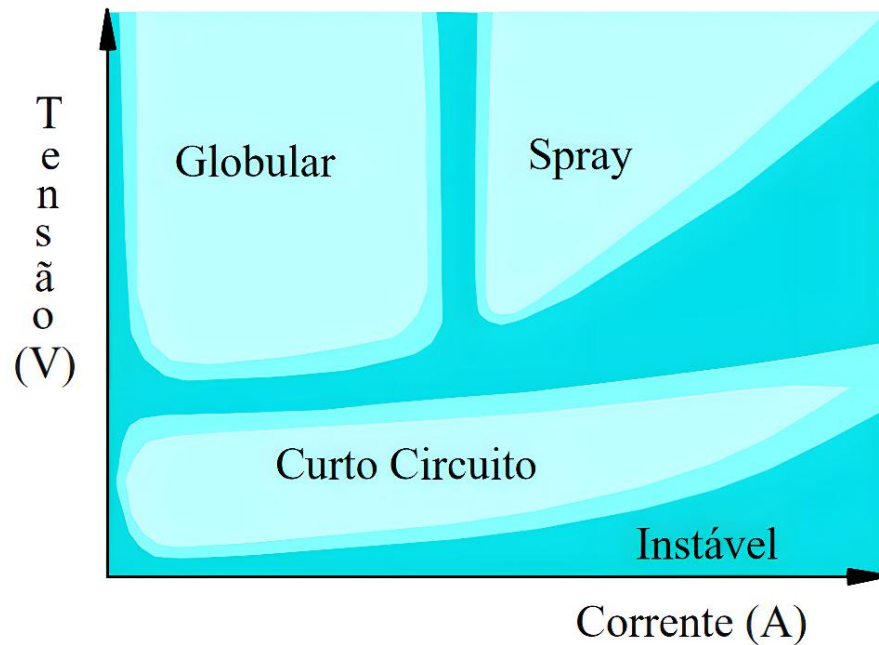
variações observadas na geometria do cordão, o Argônio como gás inerte, o argônio estabiliza o arco elétrico e promove uma transferência de calor concentrada. Isso resulta em um cordão mais estreito e profundo, devido à maior densidade de energia no centro do arco. A mistura de Argônio-Hélio, a adição de hélio ao argônio aumenta a condutividade térmica do gás, ampliando a área de transferência de calor. Isso resulta em um cordão mais largo e menos profundo em comparação ao argônio puro. Para o Hélio, devido à sua alta condutividade térmica, distribui o calor de forma mais ampla sobre a peça. Como resultado, o cordão é ainda mais largo e raso, ideal para soldagens em materiais com alta condutividade térmica, como o alumínio. O Dióxido de Carbono (CO_2) um gás ativo, reage quimicamente com o metal fundido, aumentando a penetração e formando cordões mais profundos e mais estreitos. No entanto, essa interação pode gerar respingos e instabilidade no arco, dependendo das condições de soldagem. Essas variações permitem que a seleção do gás de proteção seja ajustada às necessidades específicas do processo, como maior penetração, controle da largura do cordão ou minimização de respingos, dependendo do material e da aplicação (Welding Handbook, 2001).

Na soldagem de ferrosos, a adição de pequenas quantidades de gases ativos (contendo oxigênio) melhora sensivelmente a estabilidade do arco (a presença de óxidos facilita a emissão de elétrons) e a transferência de metal. O custo da soldagem de aços-carbono e de baixa-liga pode ser reduzido com o uso de CO_2 (Villani *et al.*, 2016).

2.2.3 Modos de transferência metálica

Na soldagem pelo processo GMAW, a forma de deposição do metal de solda a ser depositado na poça de fusão, tem de 4 formas, transferência globular, *spray*, curto-circuito e arco pulsante, a Figura 2.8 mostra 3 desses modos de transferência. O funcionamento de cada modo de transferência, são influenciados por alguns fatores que determinam e caracterizam a forma de gotejamento do metal líquido. Na transferência por curto-circuito a fusão inicia-se de modo globular e a gota vai aumentando de tamanho até toca a poça de fusão, produzindo um curto-circuito e extinguindo o arco. Sob a ação de determinadas forças, a gota é transferida para a peça (Welding Handbook, 2001).

Figura 2.8 – Modos de transferência sobre aspectos de parâmetros de soldagem



Fonte: Adaptado Villani *et al.*, 2016.

A gota que se forma na ponta do eletrodo nu, toca a poça de fusão, formando um curto-circuito. A gota é puxada para a poça de fusão pela tensão superficial desta e, por isso, esse modo de transferência é adequado para todas as posições. A quantidade de calor colocada na peça é bem menor que a transferência globular, sendo assim recomendada para soldar chapas finas. A penetração é pequena, a poça de fusão é menor e há instabilidade do arco (apaga e acende). Apresenta menor quantidade de salpico quando comparado a transferência globular. É o modo de transferência mais suscetível a falta de fusão (Rodrigues e Cersosimo, 2022).

Figura 2.9 – Modo de Transferência Curto-Circuito



Fonte: Adaptado de Villani *et al.*, 2016.

A transferência por curto-circuito, por sua vez, ocorre para eletrodos nus de diâmetros menores, para valores inferiores de corrente utilizadas na transferência globular e para qualquer tipo de gás de proteção e a gota que se forma na ponta do eletrodo nu toca a poça de fusão formando um curto-circuito, sendo puxada pela tensão superficial da poça. Na figura 2.9 está ilustrado o modo de transferência (Villani *et al.*, 2016).

2.2.4 Descontinuidades em juntas soldadas

Trincas a frio na ZAC são também chamadas de trincas induzidas por hidrogênio. Nos processos de soldagem, a soldagem a arco decompõe o vapor de água da atmosfera e a umidade nos consumíveis de soldagem e introduz o hidrogênio na solda (Kasuya *et al.*, 1995).

Porosidade é uma descontinuidade semelhante a uma cavidade que se forma quando o gás fica preso no metal de solda solidificado ou em um depósito de spray térmico. A descontinuidade é geralmente esférica, mas pode ser alongada. Este tipo de descontinuidade de solda ocorre na superfície ou na subsuperfície da solda (Welding Handbook, 2001).

Na soldagem MIG/MAG podem ocorrer descontinuidades que podem influenciar a integridade do conjunto soldado, algumas como, falta de fusão pode acontecer na soldagem MIG/MAG com transferência por curto-circuito. Ocorre também com transferência por spray ou pulverização axial quando utilizamos baixas corrente. Excessiva velocidade de soldagem é outro motivo da falta de fusão. A falta de penetração geralmente associada a soldas de chanfro, é uma condição raiz na qual o metal de solda não se estende através da espessura da junta. Penetração completa da junta não é necessária em todas as juntas soldadas, pois algumas juntas são projetadas com soldas de penetração parcial da junta. No entanto, tais soldas podem ter penetração incompleta da junta quando a garganta efetiva da solda é menor do que a especificada no símbolo de soldagem. A ocorrência de penetração incompleta da junta em soldas é uma função da geometria do chanfro, bem como do procedimento de soldagem. Soldas de tubos, em particular, são propensas à penetração incompleta da junta, pois o interior da junta é normalmente inacessível (Welding Handbook, 2001).

As inclusões de escória são provenientes ao oxigênio contido no próprio metal de base, ou aquele captado durante a soldagem sob condições deficientes de proteção, forma óxidos na poça de fusão. Na maioria das vezes, esses óxidos flutuam na poça de fusão, mas eles podem ficar aprisionados sob o metal de solda, dando origem à inclusão de escória. A mordedura consiste em um bisel fundido no metal de base adjacente à margem da solda na face ou na raiz da solda e deixada sem preenchimento pelo metal de solda. O termo mordedura é algumas vezes usado na indústria para descrever o derretimento da face do chanfro de uma junta na borda de

uma camada ou cordão de metal de solda. Este "rebaixo" forma um recesso na face da junta onde a próxima camada ou cordão de metal de solda deve se fundir ao metal de base. Se a profundidade da fusão neste local for muito rasa quando a próxima camada de metal de solda for aplicada, podem ser deixados vazios na zona de fusão. Esses vazios são mais corretamente identificados como instâncias de fusão incompleta (Welding Handbook, 2001).

A sobreposição é geralmente causada por procedimentos de soldagem incorretos, seleção inadequada de materiais de soldagem, velocidade de deslocamento insuficiente ou preparação inadequada do metal de base antes da soldagem. Se óxidos fortemente aderentes no metal de base interferirem na fusão, a sobreposição pode resultar ao longo da margem da, face ou raiz da solda. Trincas são descontinuidades do tipo fratura. Elas podem ser facilmente identificadas por sua ponta aguda e sua alta proporção de comprimento e largura para o deslocamento da abertura. Devido à sua tendência de se propagar sob estresse, as trincas são consideradas a forma mais grave de descontinuidade. As trincas são geralmente a principal causa de falha catastrófica em estruturas e componentes (Welding Handbook, 2001).

2.3 CRITÉRIOS DE QUALIDADE PARA SOLDAGEM GMAW–MAG

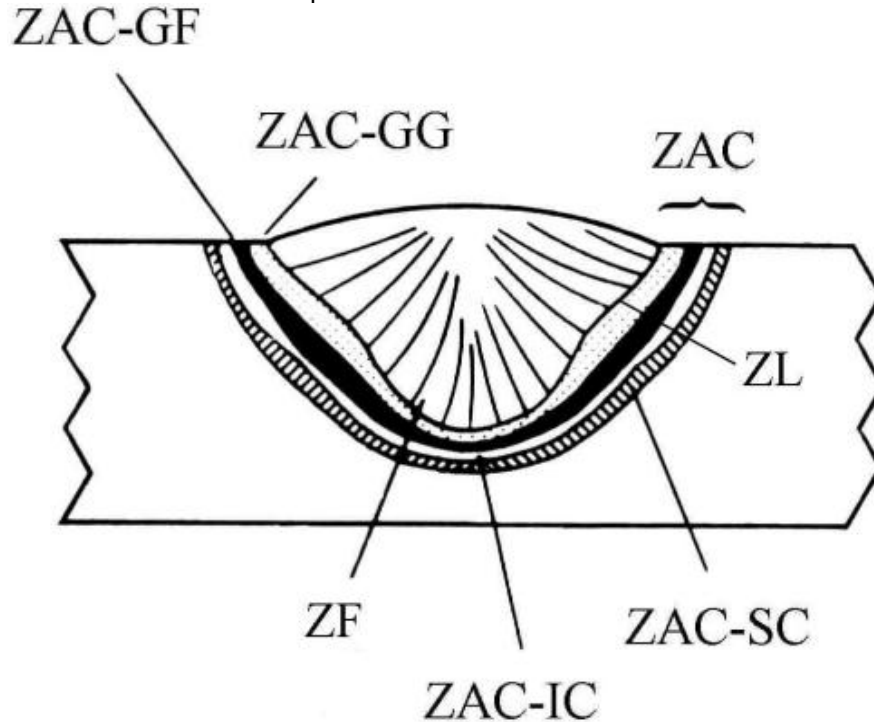
Quando um aço é soldado, este tem uma região aquecida com microestrutura diferente daquela do metal de base, chamada de ZAC. Usualmente aquecimentos e resfriamentos rápidos característicos da soldagem, produzem uma microestrutura dura na ZAC. A microestrutura dura da ZAC é um fator responsável pela deterioração das propriedades mecânicas. Susceptibilidade a trincas a frio é outro indicador de soldabilidade, aumentam com o aumento da dureza (Kasuya *et al.*, 1995).

2.3.1 Zona termicamente afetada e dureza

Para compreender a soldabilidade dos aços é necessário conhecer as várias transformações microestruturais que ocorrem nas diversas regiões da solda. No caso da soldagem com passe único, a solda é geralmente dividida em três regiões: zona fundida (ZF) constituída pelo metal fundido, zona de ligação (ZL), constituída por uma estreita região onde ocorre uma fusão parcial do metal de base junto à zona fundida e zona afetada pelo calor (ZAC), região do metal de base que sofreu alterações

microestruturais causadas pelo calor da soldagem. A ZAC é ainda subdividida em ZAC de grãos grossos (ZAC-GG), ZAC de grãos finos (ZAC-GF), ZAC intercrítica (ZAC-IC) e ZAC subcrítica (ZAC-SC) como será visto mais adiante. A Figura 2.10 ilustra estas diversas regiões da solda (Aguiar, 2001).

Figura 2.10 - Zonas de uma solda com passe único



Fonte: Adaptado Aguiar, 2001.

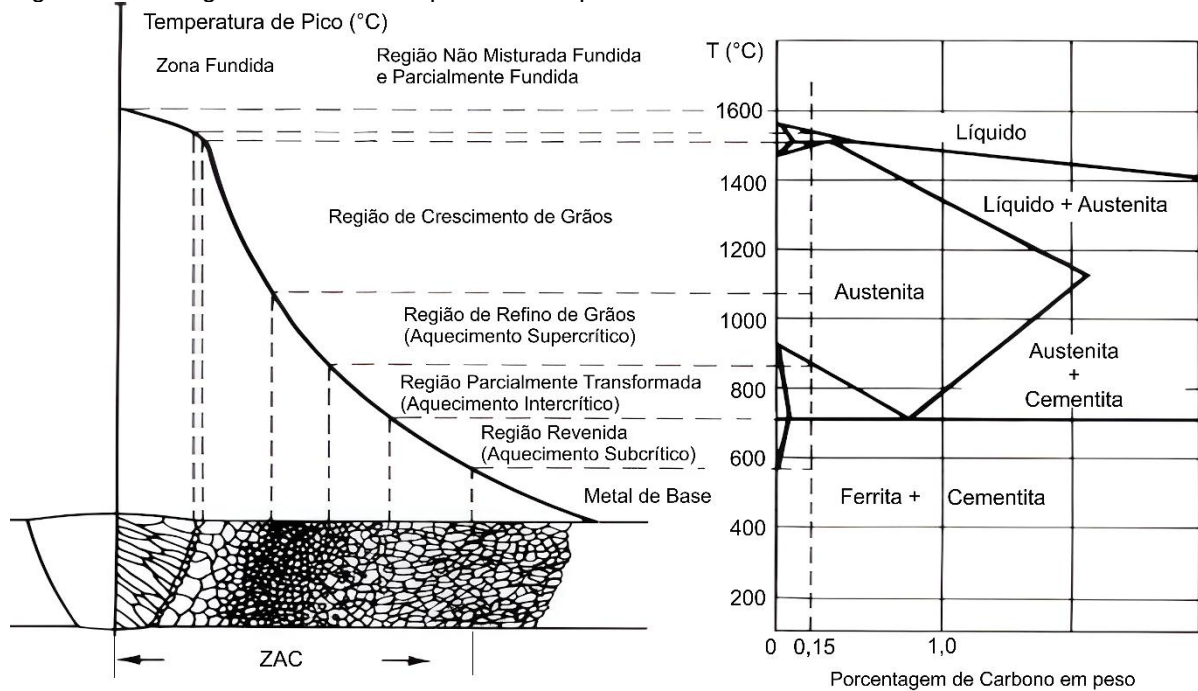
Dentro da zona fundida o pico de temperatura excede o ponto de fusão do metal de base e a composição química do metal de solda dependerá da escolha dos consumíveis, da taxa de diluição do metal de base e das condições de soldagem. Com a alta velocidade de resfriamento e de solidificação da soldagem, os elementos de liga e as impurezas podem segregar para as regiões interdendríticas ou intercelulares e para o centro da solda, resultando numa composição química localmente heterogênea. Com isso, o comportamento da transformação do metal de solda pode ser bastante diferente do metal de base (ASM International, 2001).

A composição química da ZAC permanece inalterada por uma ampla faixa onde o pico de temperatura não atingiu o ponto de fusão do metal de base. Todavia, ocorre uma mudança considerável na microestrutura durante a soldagem devido ao severo ciclo térmico. O metal imediatamente adjacente à zona fundida é aquecido dentro do campo austenítico, onde os precipitados formados em processos anteriores são geralmente dissolvidos. Dessa forma, o papel de evitar o crescimento dos grãos de austenita em temperaturas elevadas (efeito cinturão), exercido por esses precipitados,

deixa de existir, e a austenita experimenta um substancial crescimento dos grãos, formando a Zona Grosseira da ZAC (ZAC-GG). O tamanho médio do grão austenítico, que é função do pico de temperatura atingido, decresce com o aumento da distância em relação à zona fundida. A Zona de Grão Fino (ZAC-GF) forma-se em uma região adjacente à ZAC-GG, onde a temperatura máxima alcançada é suficientemente alta para recrystalizar e refinar os grãos de austenita, mas insuficiente para causar seu crescimento exagerado. Nesta região, a taxa de resfriamento favorece a formação de grãos menores e mais homogêneos. Mais afastada, encontra-se a Zona Intercrítica (ZAC-IC), que é aquecida dentro do intervalo de temperaturas entre as linhas A1 e A3 do diagrama de fases do aço. Nessa zona, ocorre a coexistência de ferrita e austenita durante o aquecimento, com a possível dissolução parcial de carbonetos. Durante o resfriamento, a microestrutura resultante reflete essa coexistência, formando uma mistura de fases que pode incluir ferrita, perlita ou outras estruturas dependentes da composição química e da taxa de resfriamento. Por fim, temos a Zona Subcrítica (ZAC-SC), localizada mais distante da zona fundida, onde o pico de temperatura atinge valores inferiores à linha A1. Nesta região, os principais efeitos térmicos envolvem o alívio de tensões residuais e a possível esferoidização de carbonetos, sem transformações de fase significativas no estado sólido. Devido à variação das condições térmicas ao longo da distância da zona fundida, a ZAC é composta dessas subzonas distintas: ZAC-GG, ZAC-GF, ZAC-IC e ZAC-SC. A Figura 2.11 ilustra a relação entre as temperaturas alcançadas na peça soldada e as microestruturas formadas em um aço carbono com 0,15% de C (ASM International, 2011).

Um dos elementos de liga que é mais utilizado é o carbono, este tem uma importância primordial na dureza das juntas soldadas, o aumento do teor de carbono promove a formação de microconstituintes de baixa temperatura de formação como a martensita e à precipitação de cementita, o que leva a uma significativa diminuição da tenacidade da junta soldada (Rodrigues e Cersosimo, 2022).

Figura 2.11 - Regiões da ZAC e respectivas temperaturas

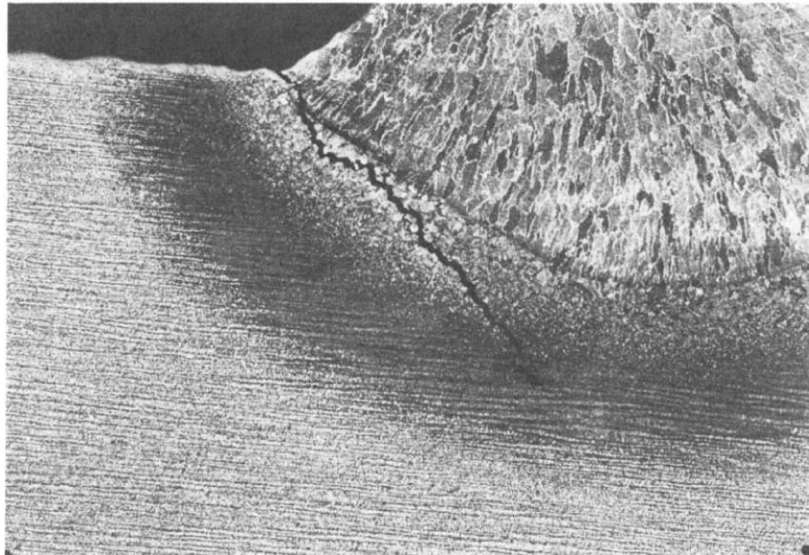


Fonte: Adaptado Aguiar, 2001.

2.4 FISSURAÇÃO PELO HIDROGÊNIO OU FISSURAÇÃO A FRIO

A fissuração a frio é, sem dúvida, o tipo mais difundido de defeito de zona afetada pelo calor. As fissuras podem se formar até 48 horas após a conclusão da solda. O processo de fissuração a frio depende da difusão de hidrogênio solúvel nos locais estressados. Locais comuns para essas fissuras são na margem da solda ou na raiz da solda e em detalhes locais, que resultam em concentradores de tensão acentuadas (Welding Handbook, 2000).

Figura 2.12 – Trinca na margem da solda induzida pelo hidrogênio



Fonte: Adaptado Davis, 2006.

A fissuração pelo hidrogênio é consequência da ação simultânea de quatro fatores: o hidrogênio dissolvido no metal fundido, as tensões associadas a soldagem, a uma microestrutura frágil e à baixa temperatura (abaixo de 150°C). Nenhum desses fatores, isoladamente, provoca a fissuração a frio. O mecanismo da fissuração pode ser estabelecido em função dos seguintes pontos: compostos que contêm hidrogênio, como por exemplo o vapor d'água, se decompõem na atmosfera do arco liberando hidrogênio atômico ou iônico (H^+); a solda, no estado líquido, dissolve quantidades apreciáveis de hidrogênio. A solubilidade decresce com a temperatura e de forma descontínua na solidificação e nas modificações alotrópicas, na fase final do resfriamento, a solda poderá estar supersaturada em hidrogênio; a microestrutura de baixa tenacidade como, por exemplo, a martensita, quando saturada em hidrogênio é consideravelmente frágil. A solda, em virtude de sua composição química e das condições térmicas da soldagem, pode gerar tais microestruturas. Nessas condições e na fase final do resfriamento apresentará regiões frágeis a baixa temperatura saturadas em hidrogênio submetidas a um sistema de tensões residuais, cuja intensidade é próxima do limite de escoamento do metal de solda (Welding Handbook, 2001), na Figura 2.12 mostra uma condição de trinca induzida pelo hidrogênio.

Uma grande variedade de microestruturas pode existir na ZAC de aços carbono-manganes e de baixa liga, dependendo da composição do aço e do procedimento de soldagem. Essas microestruturas são promovidas pela alta temperabilidade no aço e por taxas de resfriamento rápidas (que também restringem o tempo disponível para difusão de hidrogênio) e são geralmente de natureza martensítica ou bainítica. Taxas de resfriamento rápidas são promovidas por baixos níveis de energia do arco, baixas temperaturas de pré-aquecimento e seções espessas. O nível crítico de dureza para causar trincas é uma função do teor de hidrogênio da solda e, em menor grau de restrição, mas normalmente seria 350 HV para altos níveis de hidrogênio e 450 HV para baixos níveis de hidrogênio. Há muitas evidências que sugerem que o nível crítico de dureza é menor em aços equivalentes de carbono mais baixos (SSAB, 2016).

2.5 FISSURAÇÃO A QUENTE

A fissuração a quente resulta da segregação de fases de ponto de fusão mais baixo que o metal da zona fundida ou da zona afetada termicamente. O mecanismo da fissuração a quente é, hoje em dia, controvertido. O mecanismo descrito a seguir

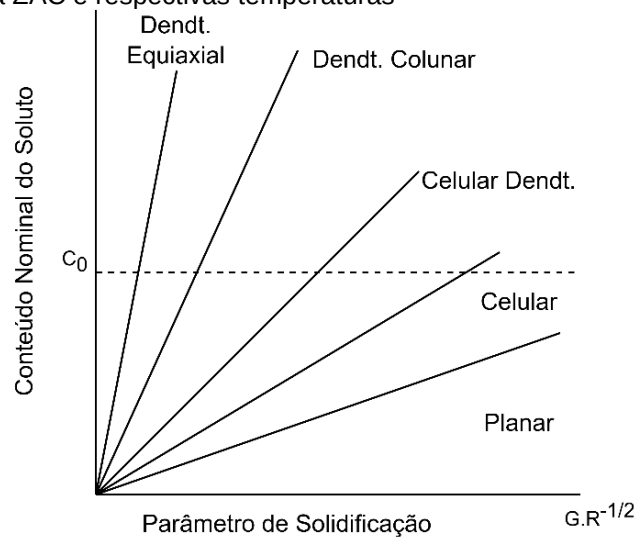
é um dos possíveis e o classicamente indicado como o formador da fissuração a quente (Welding Handbook, 2001).

As trincas localizadas no metal de solda estão relacionadas à soldagem com consumíveis de alta resistência. Se ocorrerem trincas desse tipo, a propagação da trinca é tipicamente restrita ao metal de solda. Sua orientação é mais comumente perpendicular à direção da junta. As trincas são geralmente pequenas e estreitas, e podem ser embutidas ou quebrar a superfície. Sua presença pode ser difícil de encontrar com métodos não destrutivos devido ao seu pequeno tamanho (SSAB, 2016).

2.5.1 Estruturas de solidificação e microsegregação

Nos processos de solidificação, as formações microestruturais podem ser classificadas em pelo menos cinco modos distintos, cada um associado a uma subestrutura característica. Estudos demonstram que há uma inter-relação entre a composição nominal do soluto (C_0) presente em uma liga, o gradiente de temperatura (G) no líquido e a velocidade de crescimento do sólido (V). Na Figura 2.13, essa interdependência é representada, permitindo que uma liga específica seja identificada por uma linha horizontal correspondente ao seu valor de C_0 . A velocidade de crescimento (V) está geometricamente relacionada à velocidade de soldagem, dependendo da forma da poça de fusão, enquanto o gradiente de temperatura (G) é influenciado pelas condições de soldagem e pelas propriedades térmicas do material. A Figura 2.13 também ilustra esquematicamente as possíveis combinações desses parâmetros, resultando nas diferentes estruturas de solidificação reconhecidas, a Dendrítica coaxial é comumente observada na cratera terminal da solda. Para a Dendrítica colunar raramente observada. Celular dendrítica estrutura intermediária comum em diversos processos. Celular uma estrutura menos complexa que a dendrítica. A Planar raramente encontrada, ocorrendo apenas em materiais de excepcional pureza. Portanto, o parâmetro $G \cdot R^{-1/2}$ (onde R é a taxa de resfriamento) pode ser considerado uma variável fundamental, através da qual um soldador habilidoso pode controlar o modo de solidificação e, conseqüentemente, a distribuição das microsegregações no material solidificado. Esse controle é essencial para otimizar as propriedades finais da junta soldada (Machado, 1980).

Figura 2.13 - Regiões da ZAC e respectivas temperaturas



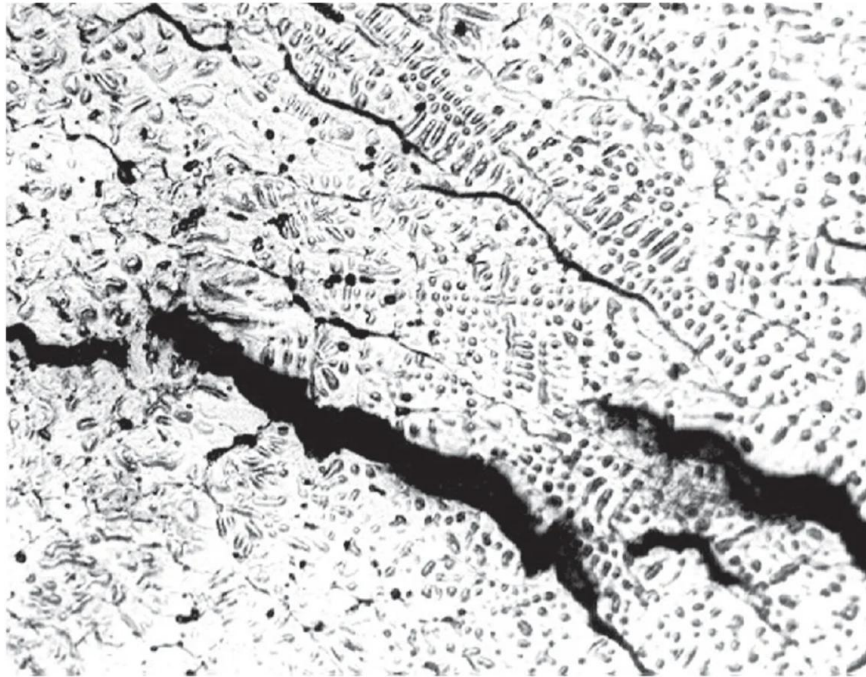
Fonte: Adaptado Machado, 1980.

2.5.2 Mecanismo e natureza das trincas de solidificação

A fissuração na solidificação, também denominada de fissuração a quente, é um mecanismo de formação de trincas muito comum e que ocorre também em outros processos de fabricação, em particular, na fundição. Ela está associada com a formação de filmes de material líquido segregado entre os contornos de grão do material nos estágios finais de sua solidificação e com a incapacidade de esta estrutura resistir aos esforços decorrentes da contração do material. A formação destes filmes é promovida por certos elementos químicos capazes de sofrer forte segregação, como o enxofre e o fósforo em ligas ferrosas, e é facilitada em materiais que se solidificam com estrutura cristalina CFC (Cúbica de Face Centrada), como os aços de maior teor de carbono, certos aços inoxidáveis austeníticos e ligas de cobre e de alumínio. Frequentemente, este tipo de trinca aparece no centro do cordão de solda, mas pode aparecer em diferentes localizações e orientações, inclusive como microtrincas conforme a Figura 2.14 (Villani *et al.*, 2016).

O fósforo e o enxofre, em teores superiores a 0,04%, são os principais causadores da fissuração a quente dos aços carbono e de baixa liga. O fósforo, associado ao ferro, manganês, níquel e cromo, forma eutéticos de baixo ponto de fusão. O baixo ponto de fusão do sulfeto de ferro (FeS) é o responsável pela ação nefasta do enxofre (Welding Handbook, 2001).

Figura 2.14 – Microtrincas de solidificação na zona fundida de uma liga Fe-Mn-Al-Si-C



Fonte: Adaptado Villani *et al.*, 2016.

No resfriamento, as dendritas crescentes às expensas do decrescimento em volume do líquido, se sobrepassa a chamada “temperatura coerente”, começam a formar uma rede coesiva, que se trinca ao seguir o resfriamento. Essas trincas formadas não se restabeleceram a quantidade de líquido remanescente for insuficiente para preenche-las. A zona entre a temperatura coerente e a do sólido denomina-se “zona frágil” ou “intervalo de solidificação efetivo”. Uma vez que a liga tenha passado com segurança abaixo da solidificação, é improvável que ocorram trincas, desse que o metal seja dúctil a essa temperatura (Machado, 1980).

2.5.3 Fatores atuantes sobre a suscetibilidade as trincas de solidificação

Trincas em juntas soldadas resultam de tensões localizadas que excedem a resistência máxima do metal. Quando essas trincas ocorrem durante ou como resultado da soldagem, elas normalmente não apresentam evidências de deformação macroscópica. Isso ocorre porque o metal de solda ou o metal de base, mesmo apresentando ductilidade considerável sob tensão uniaxial, pode falhar sem deformação significativa quando submetido a tensões biaxiais ou triaxiais, que restringem o alívio de tensões pela deformação plástica.

Durante o processo de soldagem, a contração térmica é inevitável. Todas as soldas sofrem contração ao resfriar, e, se uma junta ou qualquer parte dela (como a ZAC) não puder acomodar essas tensões de contração por deformação plástica,

tensões residuais elevadas se desenvolvem. Essas tensões podem levar à formação de trincas. Por exemplo, uma área não fundida na raiz de uma solda pode resultar em trincas sem deformação apreciável quando submetida a tensões de tração ou flexão (Welding Handbook, 2001).

As trincas podem ser classificadas em diferentes tipos, como trincas transversais, trincas longitudinais e trincas de cratera, que são frequentemente observadas no metal de solda em soldas por fusão. A capacidade do metal de solda de permanecer intacto sob tensões impostas durante a soldagem é fortemente influenciada pela composição química e pela microestrutura do metal de solda. Em soldas de múltiplas camadas, a probabilidade de ocorrência de trincas é maior na primeira camada, ou cordão de raiz, devido ao elevado gradiente térmico e à maior restrição imposta pela junta (Villani *et al.*, 2016).

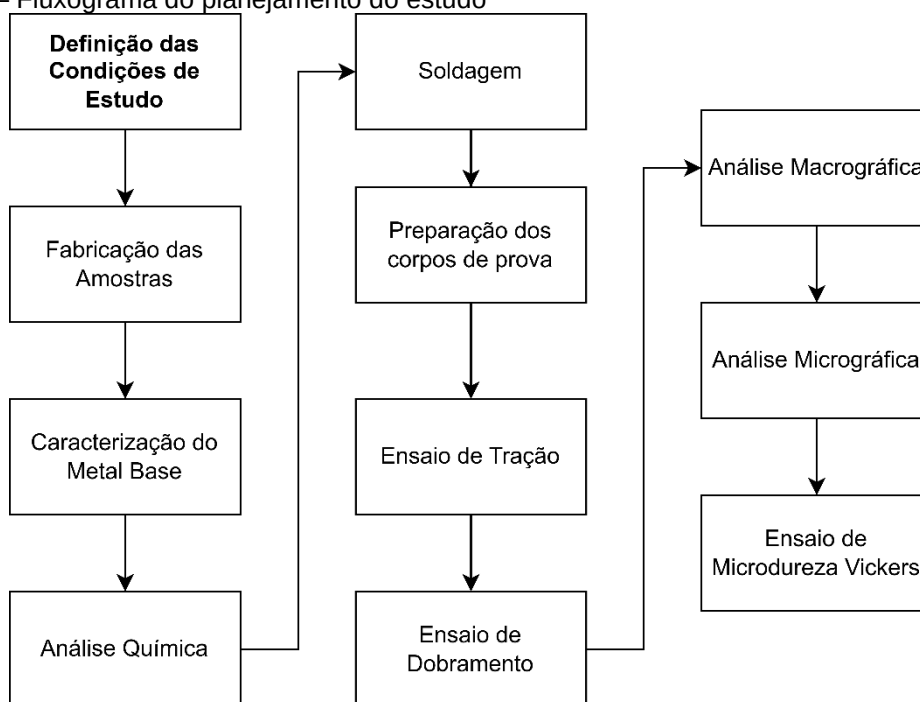
Nos aços carbono, os elementos que mais influenciam a formação de trincas de solidificação são o carbono (C), manganês (Mn), enxofre (S) e fósforo (P). A relação entre manganês e enxofre (Mn-S) desempenha um papel crucial no controle das trincas de solidificação. Um elevado teor de manganês favorece a formação de inclusões de sulfeto de manganês globulizadas, que possuem ponto de fusão elevado. Esse comportamento reduz a formação de filmes de sulfeto de ferro nos contornos de grão, que possuem baixo ponto de fusão e são altamente suscetíveis à segregação durante a solidificação. Assim, a presença de Mn-S globulizado prolonga o tempo de solidificação da poça de fusão, reduzindo a ocorrência de trincas de solidificação (Machado, 1980).

3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Neste capítulo são apresentados os materiais e métodos utilizados no desenvolvimento desta pesquisa. O presente trabalho utiliza a pesquisa bibliográfica para buscar em livros, artigos e normas, e outros estudos relacionados com o tema em questão. As características da junta soldada, dos ensaios destrutivos e do número de corpos de prova são de orientação em normas, caracterizado por cada tipo de ensaio aplicado.

Os experimentos com juntas soldadas foram conduzidos considerando variações na temperatura de pré-aquecimento e em dois tipos de juntas: topo com penetração total e ângulo. Ao todo, foram soldadas 14 amostras. Dentre elas, 6 amostras de juntas de topo com penetração total e 3 amostras de juntas de ângulo foram caracterizadas em termos microestruturais e mecânicos. A Figura 3.1 apresenta o fluxograma com a sequência planejada para as etapas de soldagem das amostras e de realização dos ensaios para caracterização da junta soldada.

Figura 3.1 – Fluxograma do planejamento do estudo



Fonte: Autor, 2024.

Já a Tabela 3.1 resume os ensaios realizados, com o objetivo de determinar as condições ideais de soldagem e avaliar o desempenho dos dois tipos de juntas analisadas.

Tabela 3.1 - Resumo dos ensaios realizados

	Pré-Aquecimento	Tipo de Junta	Análise Química	Micrografia	Macrografia	Microdureza Vickers	Ensaio de Tração	Ensaio de Dobramento
Metal de base	-	-	1	1	-	1	3*	-
Metal de adição	-	-	1	-	-	-	-	-
Amostra condição 1	Passe de revenimento	Topo	-	2	2	2	2	4
Amostra condição 2	Temperatura ambiente	Topo	-	2	2	2	2	4
Amostra condição 3	50°C	Topo	-	2	2	2	2	4
Amostra condição 4	100°C	Topo	-	2	2	2	2	4
Amostra condição 5	150°C	Topo	-	2	2	2	2	4
Amostra condição 6	200°C	Topo	-	2	2	2	2	4
Amostra condição 7	250°C	Topo	-	2	2	2	2	4
Amostra condição 8	Passe de revenimento	Ângulo	-	2	2	2	-	-
Amostra condição 9	Temperatura ambiente	Ângulo	-	2	2	2	-	-
Amostra condição 10	50°C	Ângulo	-	2	2	2	-	-
Amostra condição 11	100°C	Ângulo	-	2	2	2	-	-
Amostra condição 12	150°C	Ângulo	-	2	2	2	-	-
Amostra condição 13	200°C	Ângulo	-	2	2	2	-	-
Amostra condição 14	250°C	Ângulo	-	2	2	2	-	-

*Amostragem para o metal de base

Fonte: O Autor, 2024.

3.1 METAL DE BASE

A análise química do aço SAE 1045 foi realizada por espectrometria de emissão óptica conforme recomendações da norma ASTM E415 (2021). O percentual dos elementos químicos para o SAE 1045, especificado pela norma SAE J403 está apresentado na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Composição química do aço SAE 1045

Elementos	C	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Si*
Norma J403 (%)	0,43–0,50	0,60-0,80	0,03	0,035	0,2	0,2	0,15	0,06	0,1

*Valores máximos permitidos pela norma

Fonte: SAE J403, 2024

A norma SAE J403 busca classificar os aços carbonos somente pela composição química, diante disto foi realizado o ensaio de tração para determinar as

propriedades mecânicas do metal de base, influenciado pelo processo de fabricação da chapa, para utilização na discussão dos resultados. Três corpos de prova foram produzidos com dimensões estabelecidas na norma ASTM A370 (2024) e submetidas à ensaios de tração de acordo com o procedimento da norma ASTM E8/E8M (2024).

Como caracterização do metal de base, foram realizadas análises por microscopia ótica dos corpos de prova em corte transversal ao sentido de laminação. O preparo dos corpos de prova retangulares de geometria simples, foram realizados no Laboratório de Metalografia e Ensaio Mecânicos da FAHOR, com orientações estabelecidas na norma ASTM E3 (2011). A dureza dos aços foi medida sobre a seção transversal dos corpos de prova, usando um indentador Vickers sob carga de 10 kgf de 10 a 15 s (DIN EN ISO 9015-1:2011-05). As análises de dureza foram realizadas no Laboratório de Ensaio da empresa GERTEC.

3.2 METAL DE ADIÇÃO

Na soldagem foi utilizado como metal de adição o arame AWS SFA 5.28 ER 80S-Ni1, que é do tipo sólido para o processo de soldagem GMAW – MAG, conforme a resistência mecânica equivalente ao aço SAE 1045. O fabricante do arame utilizado é CAVSTEEL WELDING, com nome comercial do arame CVMIG ER 80S-Ni1. Na Tabela 3.3 encontra-se os dados referentes a composição química do metal de adição, sendo determinados pela norma AWS SFA 5.28 e dados informados pelo certificado do fabricante. Como forma de verificação do metal de adição, foi realizado um tipo de almofada, como forma de deposição em camadas, para realizar a análise química do metal de adição. A forma de como realizar a soldagem seguiu a norma AWS SFA 5.28.

Tabela 3.3 – Composição química do metal de adição ER80 S-Ni1

Elementos	C	Mn	Si	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Cu*
AWS SFA 5.28 (%)	0,12	1,25	0,40–0,80	0,025	0,025	0,8–1,10	0,15	0,35	0,05	0,35
Certificado fabricante (%)	0,06	1,09	0,52	0,01	0,005	0,98	0,023	0,002	0,002	0,11

*O cobre devido a qualquer revestimento no eletrodo ou arame, mais o teor de cobre do próprio metal de adição, não deve exceder o máximo declarado

Fonte: Adaptado ASME BPVC.II.C-2023 e CAVSTEEL WELDING, 2024

3.3 GÁS DE PROTEÇÃO

Para proteção gasosa durante o processo de soldagem, foi utilizado o SG-AC-18 sendo 82% de Argônio e 18% de CO₂. Este gás mantém o processo de soldagem com o modo de transferência em curto-circuito, com os parâmetros de soldagem a serem utilizados, esse mesmo gás é recomendado pela norma AWS SFA 5.28 para o metal de adição a ser utilizado.

Com gases de proteção inertes ou fracamente oxidantes, existe um limite de corrente acima do qual o metal na ponta do eletrodo atinge sua temperatura de vaporização. Esse fenômeno ocorre devido ao aumento da corrente e da tensão, resultando em maior penetração e alta taxa de deposição. A corrente crítica depende da seção transversal do arame e de sua extensão livre, sendo definida por uma densidade de corrente crítica, desde que outras condições permaneçam constantes (Machado, 1996). A Tabela 3.4 apresenta uma equação aproximada que relaciona a corrente crítica ao diâmetro do arame e ao tipo de gás de proteção utilizado.

Tabela 3.4 – Corrente crítica (de transição) GMAW-MIG/MAG, em função do gás de proteção; material e diâmetro do arame

Material do Arame	Gás de Proteção	Corrente Crítica-Ic (A)
Aços ao Carbono e Baixa Liga	Argônio +18% CO ₂	$218 \times D + 26$

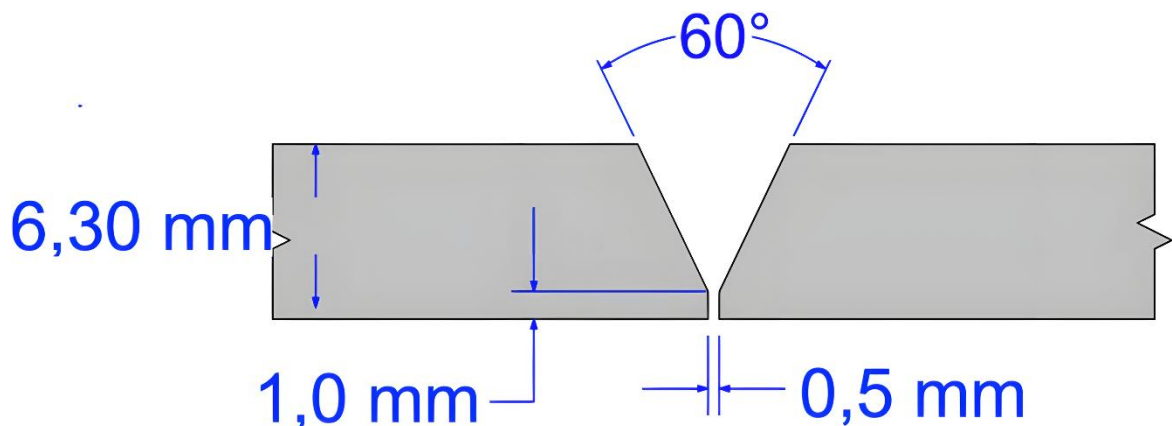
Fonte: Adaptado de Machado (1996)

3.4 PREPARAÇÃO DAS AMOSTRAS

O dimensionamento das chapas que foram preparadas para a soldagem é de 550 x 170 x 6,30 mm, esse dimensionamento está baseado na norma AWS B2.1/B2.1M:2021. Para atender as dimensões das amostras, foi necessário a usinagem em uma de suas bordas para realizar o bisel, a geometria da junta está em conforme a AWS D14.3/D14.3M:2019 e a Figura 3.2 representa a junta usinada pelo processo de fresamento e a junção das peças para junta de topo. Todas as amostras possuem um lado biselado, para realizar a junta de topo chanfro em V, assim foi realizado a soldagem com penetração total da junta. A face da raiz do bisel, teve como objetivo de reduzir a probabilidade de perfuração, pois é um processo que realiza maiores penetrações, por causa do diâmetro do arame e os parâmetros de soldagem, para a junta de ângulo, não foi realizado um biselamento, atendendo a condição de soldagem de junta de ângulo solda em ângulo. A realização do fresamento, foi

desenvolvido um pequeno dispositivo escalonado, posicionado na morsa e abaixo das chapas, para usinar 6 chapas na mesma operação, colocando 2 grampos tipo C, para reduzir a vibração nas extremidades das chapas e não ocorresse desprendimento da morsa.

Figura 3.2 – Junta de topo chanfro em V para as amostras antes soldagem



Fonte: Autor, 2024.

3.5 PROCEDIMENTO DE SOLDAGEM

Como o trabalho se caracteriza pela variação da temperatura de pré-aquecimento, o método utilizado para realizar o aquecimento da junta a ser soldada, foi com um maçarico tipo chuvaire da marca Carbografite. O controle de temperatura foi utilizado um termômetro a *laser* calibrado, o local de soldagem das amostras, foram posicionadas em um conjunto de dispositivos de chapa plana de espessura em torno de 20 mm, com grampos de aperto horizontal, para manter as amostras das juntas de topo fixas e que não deformem durante a soldagem.

As amostras para a execução da soldagem, foram montadas segundo configuração ilustrada na Figura 3.2, em acréscimo a isso, nas duas extremidades do conjunto, foi colocado duas chapas planas de sacrifício, como forma de receber o início e o fim do cordão de solda, evitando o surgimento de descontinuidades na junta, no início do cordão para porosidade, falta de fusão e falta de penetração, no final do cordão de solda, com o intuito de problemas de trinca de cratera e porosidade na cratera, assim buscou-se o propósito de eliminar qualquer tipo de descontinuidade, pois pode se tornar inutilizável parte das amostras em que realizou-se os ensaios e inviabilizar uma boa extensão do conjunto. A movimentação da tocha de soldagem foi realizada em um equipamento chamado tartílope da marca SPS – Soldagem e modelo V1, com controle de velocidade de soldagem e distância percorrida, a máquina de

solda utilizada foi da marca *Lincoln*, modelo *S350 Power Wave* com o alimentador de arame *Power Feed 84*, o local de soldagem foi realizado no laboratório de Soldagem da FAHOR – Faculdade Horizontina. Para o desenvolvimento do trabalho, foram definidas 14 condições de soldagem, variando a temperatura de pré-aquecimento e o tipo de junta a ser soldada. Para as condições sem pré-aquecimento, a temperatura das peças foi fixada em 10 °C, sob condições da temperatura em que se encontrava no período do ano e localização onde foram soldadas as amostras, devido à realização dos ensaios durante o inverno. A Tabela 3.5 resume as condições aplicadas.

Tabela 3.5 – Resumo das condições de estudo e suas variáveis

Condição*	Metal de Base	Metal de Adição	Temperatura de pré-aquecimento (°C)	Dimensão de perna de solda (mm)	Quantidade de passes
1 JASA	SAE 1045	ER 80S-Ni1	10	8,0	1
2 JASA			50	8,0	1
3 JASA			100	8,0	1
4 JASA			150	8,0	1
5 JASA			200	8,0	1
6 JASA			250	8,0	1
7 JASA			10	8,0	2
8 JTPT			10	-	1
9 JTPT			50	-	1
10 JTPT			100	-	1
11 JTPT			150	-	1
12 JTPT			200	-	1
13 JTPT			250	-	1
14 JTPT			10	-	2

*NOTA: JTPT – Junta de Topo com Penetração Total; JASA – Junta de Ângulo Solda em Ângulo

Fonte: Autor, 2024.

3.5.1 JASA

O procedimento de soldagem de junta de ângulo solda em ângulo, foi realizado em união de duas chapas planas posicionadas em ângulo de aproximadamente 90°, sendo realizado a soldagem na seção longitudinal da amostra, iniciando na extremidade da peça, terminando próximo ao fim do comprimento da amostra. Na Tabela 3.6 estão descritos os parâmetros de soldagem que foram utilizados. O processo de soldagem da amostra seguiu as seguintes etapas:

1. Nesta condição 1 JASA não foi realizado pré-aquecimento;

2. Soldagem;

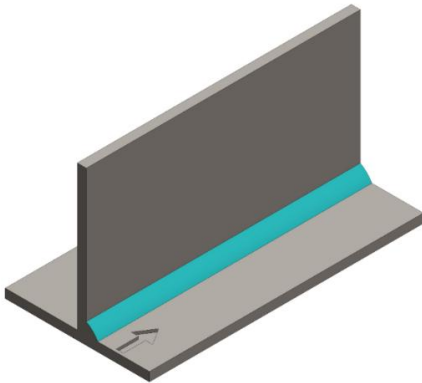
Tabela 3.6 – Parâmetros de soldagem

Processo de soldagem	GMAW – MAG
Tipo	Semi-automático
Tipo de solda	Enchimento/acabamento
Gás de proteção	SG-AC-18
Composição	82% Argônio + 18% CO ₂
Vazão (l/min)	16
Ø do bocal (mm)	15
Posição de soldagem	2F – Horizontal em ângulo
Modo de transferência	Curto-Circuito
Tipo de corrente	Contínua
Polaridade	Inversa
Características da fonte	Tensão Constante
Corrente (A)	300 - 315
Tensão (V)	28 – 28,5
Velocidade de soldagem (mm/minuto)	326
Energia de soldagem (kJ/mm)	1,63
Passe retilíneo ou oscilado	Retilíneo
Distância bico-peça (mm)	18
Limpeza inicial	Esmerilhamento

Fonte: Autor, 2024.

Na Figura 3.3, está representado uma ilustração esquemática da junta de ângulo solda em ângulo montada e realizada a soldagem da amostra de todas as 7 condições JASA, nesta se mostra o sentido de soldagem que foi percorrido e o local em azul que foi depositado o cordão de solda. O comprimento da junta foi no total de 180 mm, pois não teve necessidade de obter juntas maiores, os ensaios realizados são reduzidos para esse tipo de junta, que não permite a avaliação mais aprofundada, como da junta de topo penetração total, com condições mais favoráveis a realizar ensaios destrutivos em toda a junta.

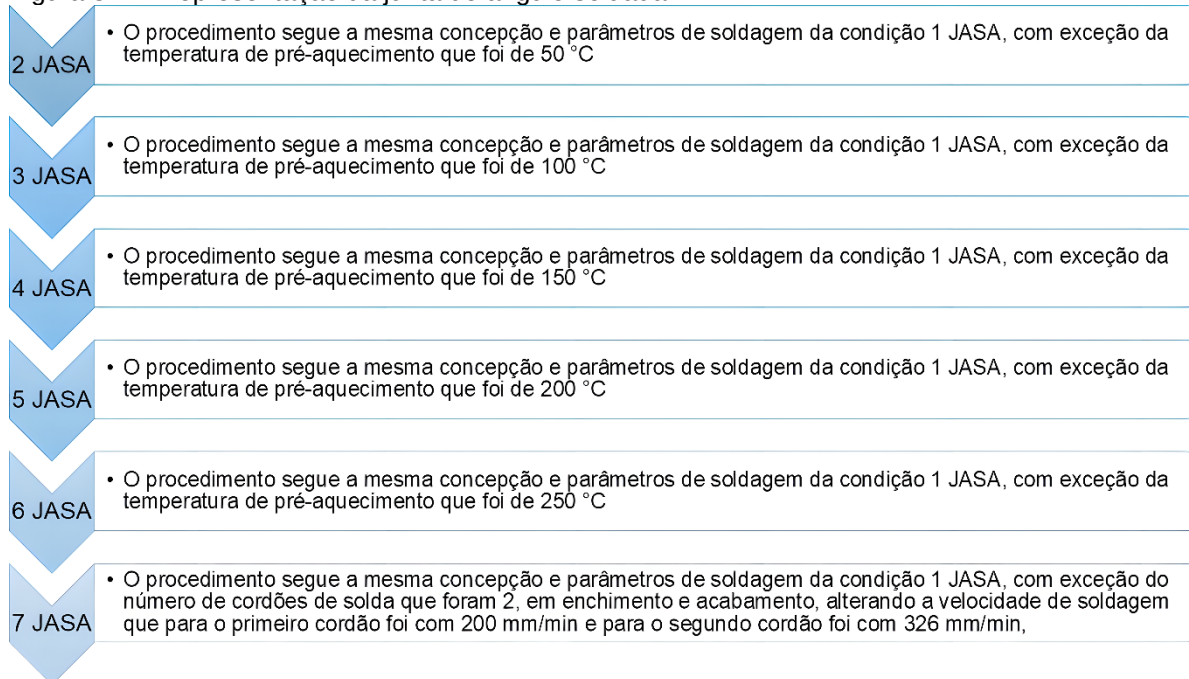
Figura 3.3 – Representação da junta de ângulo soldada



Fonte: Autor, 2024.

Como melhor entendimento para as outras condições de soldagem, as amostras JASA das condições 2 até 7 possuem variações apenas sob duas condições que seria no pré-aquecimento e a condição do passe de revenimento, a Figura 3.4, exemplifica as variações que foram realizadas.

Figura 3.4 – Representação da junta de ângulo soldada



Fonte: Autor, 2024.

3.5.2 JTPT

O procedimento de soldagem para juntas de topo com penetração total foi realizado em duas chapas planas biseladas, unidas longitudinalmente. A soldagem iniciou na borda externa da junta sobre uma peça de sacrifício e foi finalizada em outra peça de sacrifício, garantindo a integridade da operação. Para evitar escorrimento ou perfuração durante o processo, foi utilizado um cobre-junta de cobre, evitando a necessidade de remoção posterior, caso o cobre-junta fosse do mesmo material das chapas. A Tabela 3.7 apresenta os parâmetros de soldagem utilizados, que se mantiveram praticamente constantes em todas as condições, garantindo que a energia de soldagem e a temperatura da junta permanecessem uniformes. As etapas do processo de soldagem da amostra foram organizadas conforme descrito a seguir. O procedimento de soldagem para juntas de topo com penetração total foi realizado em duas chapas planas biseladas, unidas longitudinalmente. A soldagem iniciou na borda externa da junta sobre uma peça de sacrifício e foi finalizada em outra peça de

sacrifício, garantindo a integridade da operação. Para evitar escorrimento ou perfuração durante o processo, foi utilizado um cobre-junta de cobre, evitando a necessidade de remoção posterior, caso o cobre-junta fosse do mesmo material das chapas. A Tabela 3.7 apresenta os parâmetros de soldagem utilizados, que se mantiveram praticamente constantes em todas as condições, garantindo que a energia de soldagem e a temperatura da junta permanecessem uniformes. As etapas do processo de soldagem da amostra foram organizadas conforme descrito a seguir:

1. Nesta condição 1 JASA não foi realizado pré-aquecimento;
2. Soldagem.

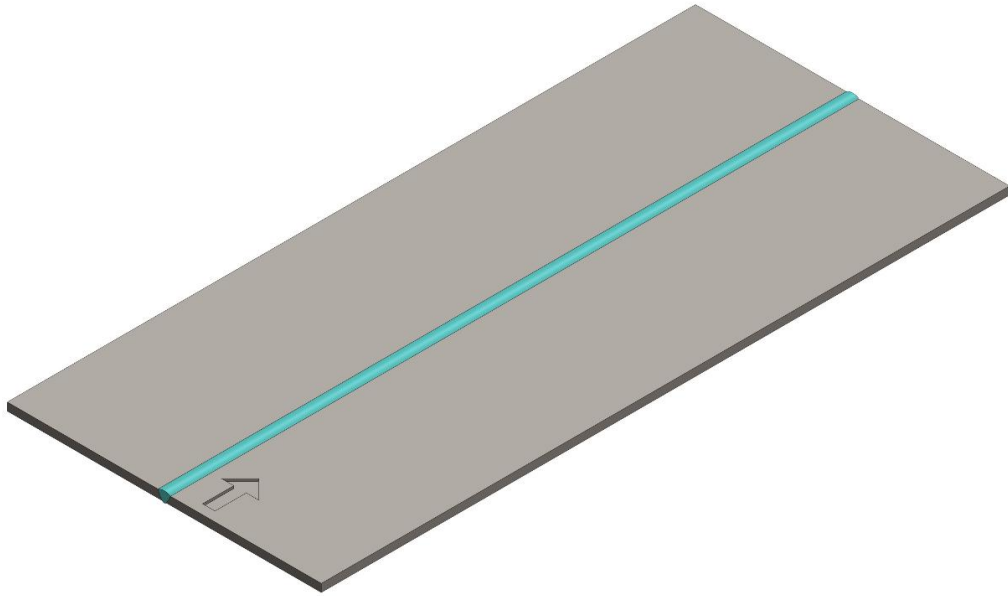
Tabela 3.7 – Parâmetros de soldagem

Processo de soldagem	GMAW – MAG
Tipo	Semi-automático
Tipo de solda	Enchimento/acabamento
Gás de proteção	SG-AC-18
Composição	82% Argônio + 18% CO ₂
Vazão (l/min)	16
Ø do bocal (mm)	15
Posição de soldagem	1G - Plana
Modo de transferência	Curto-Circuito
Tipo de corrente	Contínua
Polaridade	Inversa
Características da fonte	Tensão Constante
Corrente (A)	300 - 315
Tensão (V)	28 – 28,5
Velocidade de soldagem (mm/minuto)	326
Energia de soldagem (kJ/mm)	1,63
Passe retilíneo ou oscilado	Retilíneo
Distância bico-peça (mm)	15 - 20
Limpeza inicial	Esmerilhamento

Fonte: Autor, 2024.

Na Figura 3.5, está representado a junta topo penetração total montada para realizar a soldagem da amostra de todas as outras 7 condições JTPT, nesta se mostra o sentido de soldagem que será percorrido e o local em azul que será depositado o metal de solda.

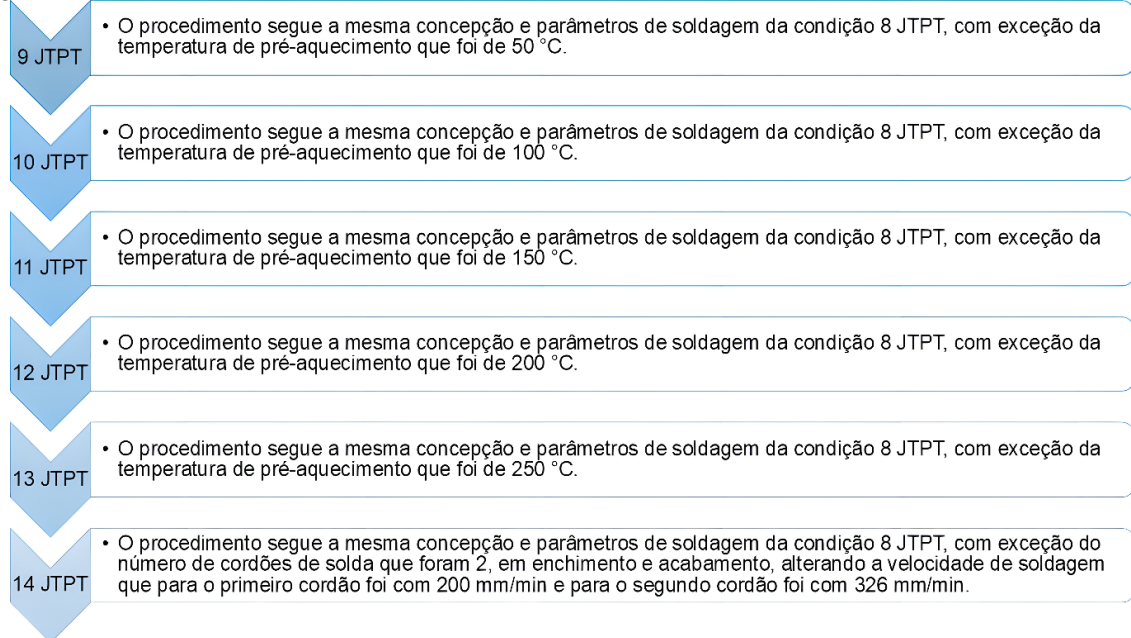
Figura 3.5 – Representação da junta de topo soldada



Fonte: Autor, 2024.

Como melhor entendimento para as outras condições de soldagem para as amostras JTPT das condições 8 até 14, a Figura 3.6, exemplifica as variações que serão realizadas.

Figura 3.6 – Representação da junta de ângulo soldada



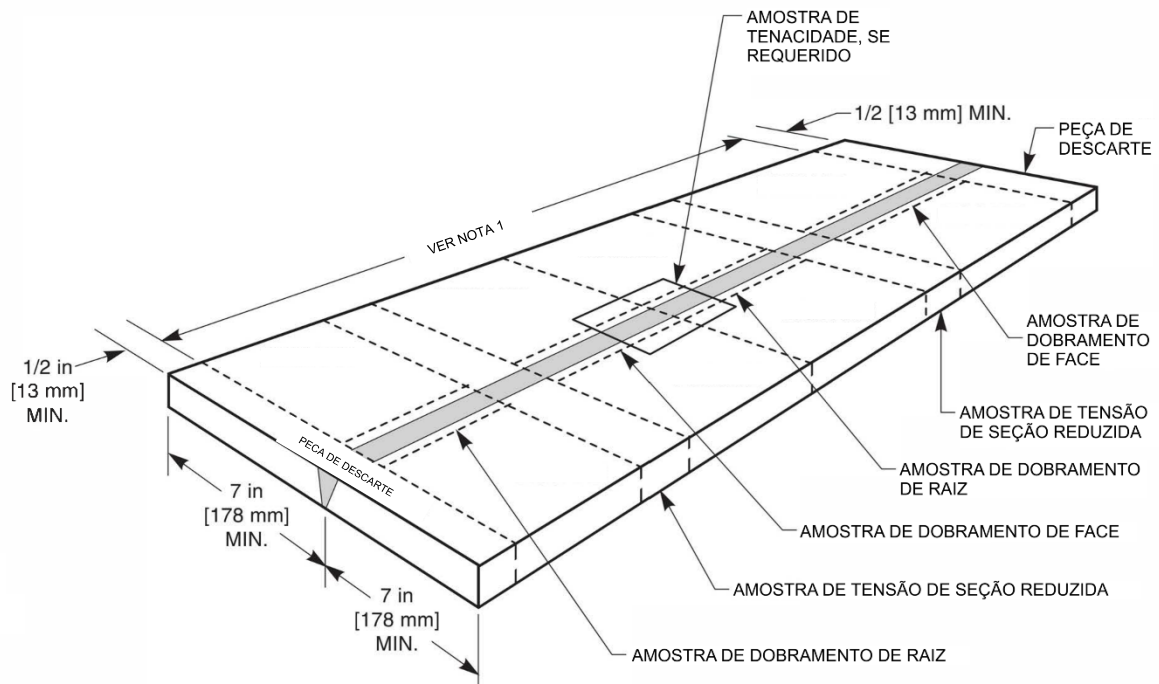
Fonte: Autor, 2024.

3.6 CARACTERIZAÇÃO DAS JUNTAS SOLDADAS

A realização dos ensaios mecânicos foi conduzida com base nos corpos de prova extraídos das amostras soldadas, conforme ilustrado na Figura 3.7, seguindo as diretrizes estabelecidas pela norma AWS B2.1/B2.1M: 2021. Esses ensaios

desempenham um papel fundamental na validação da qualidade e no desempenho das amostras soldadas, especialmente no caso do aço SAE 1045, que apresenta características específicas quanto à sua resposta microestrutural e mecânica durante o processo de soldagem. A análise dos resultados obtidos nos ensaios não apenas garante a conformidade técnica, mas também possibilita o aperfeiçoamento do processo de soldagem, promovendo maior confiabilidade, segurança e eficiência. Esse rigor é indispensável em aplicações industriais críticas, como na fabricação de componentes sujeitos a elevadas cargas mecânicas ou em estruturas que demandam alta durabilidade e desempenho.

Figura 3.7 – Local de remoção das amostras soldadas
AWS B2.1/B2.1M:2021



NOTAS:

1. AS DIMENSÕES DAS AMOSTRAS DE TESTE EM BRANCO E OS DETALHES DOS TESTES DE DOBRAMENTO SÃO MOSTRADOS NO ANEXO A
2. UMA CHAPA TESTE MAIS LONGA SERÁ NECESSÁRIO SE A AMOSTRA DE TESTE DE FRATURA FOR NECESSÁRIA. AS AMOSTRAS DE TENACIDADE À FRATURA DEVEM SER LOCALIZADAS PRÓXIMO AO MEIO DO COMPRIMENTO DA PEÇA.
3. FAÇA TOLERÂNCIAS PARA O CORTE

Fonte: Adaptado de AWS B2.1/B2.1M:2021, 2024.

3.6.1 Análise metalográfica

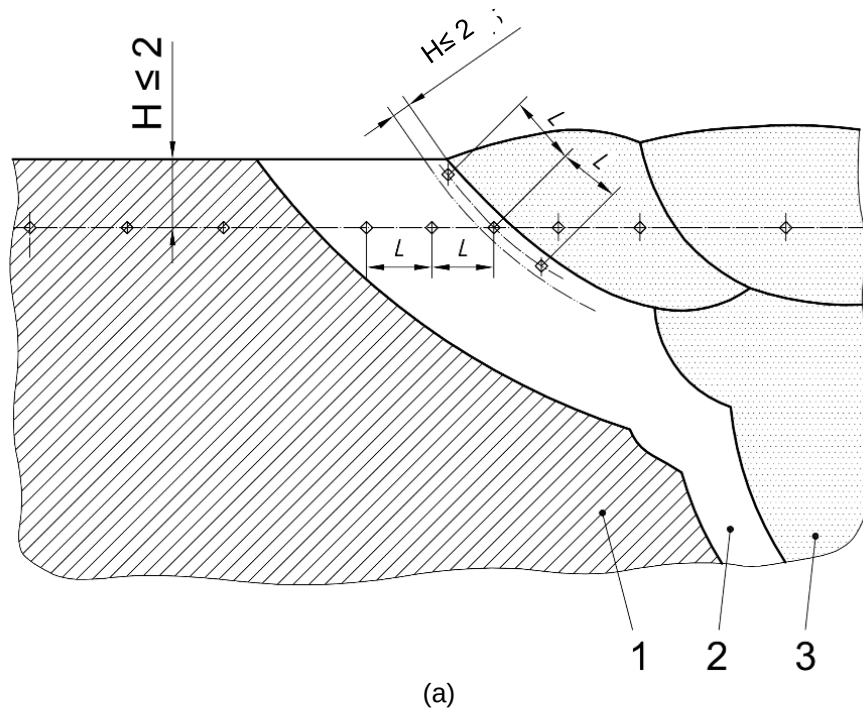
A microestrutura do cordão de solda, da ZTA e do metal de base foi analisada por microscopia óptica em cortes transversais às soldas. As dimensões da ZTA foram

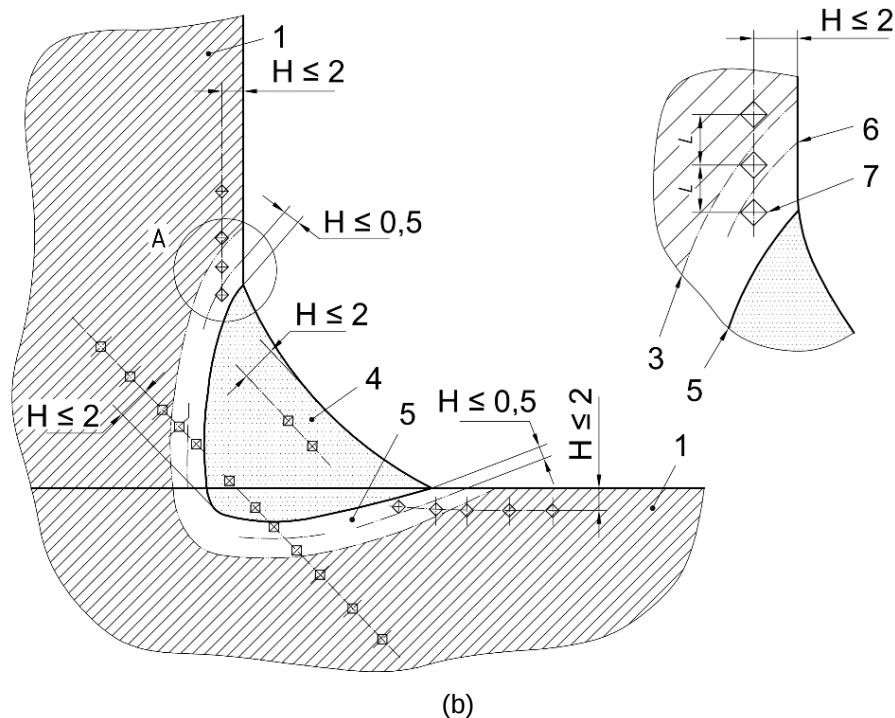
avaliadas parcialmente nesses cortes. O preparo dos corpos de prova, de geometria retangular simples, seguiu as orientações estabelecidas pela norma ASTM E3 (2011).

3.6.2 Medição de microdureza Vickers

As medições de microdureza foram realizadas conforme a norma DIN EN ISO 9015-1:2011-05 e obtidas por meio de um microdurômetro Vickers da marca WILSON INSTRUMENT, modelo M0. A carga aplicada foi de 10 kgf, tempo de aplicação da carga de 10 a 15 segundos com distância de 1,0 mm entre indentações. Foram levantados os perfis de microdureza na seção transversal do metal de base, metal de solda e ZAC, de acordo com a norma DIN EN ISO 9015-1:2011-05, conforme ilustrado na Figura 3.8. O ensaio foi realizado no Laboratório de Ensaio da empresa GERTEC.

Figura 3.8 – Localização dos pontos de medição de dureza, (a) JTPT, (b) JASA





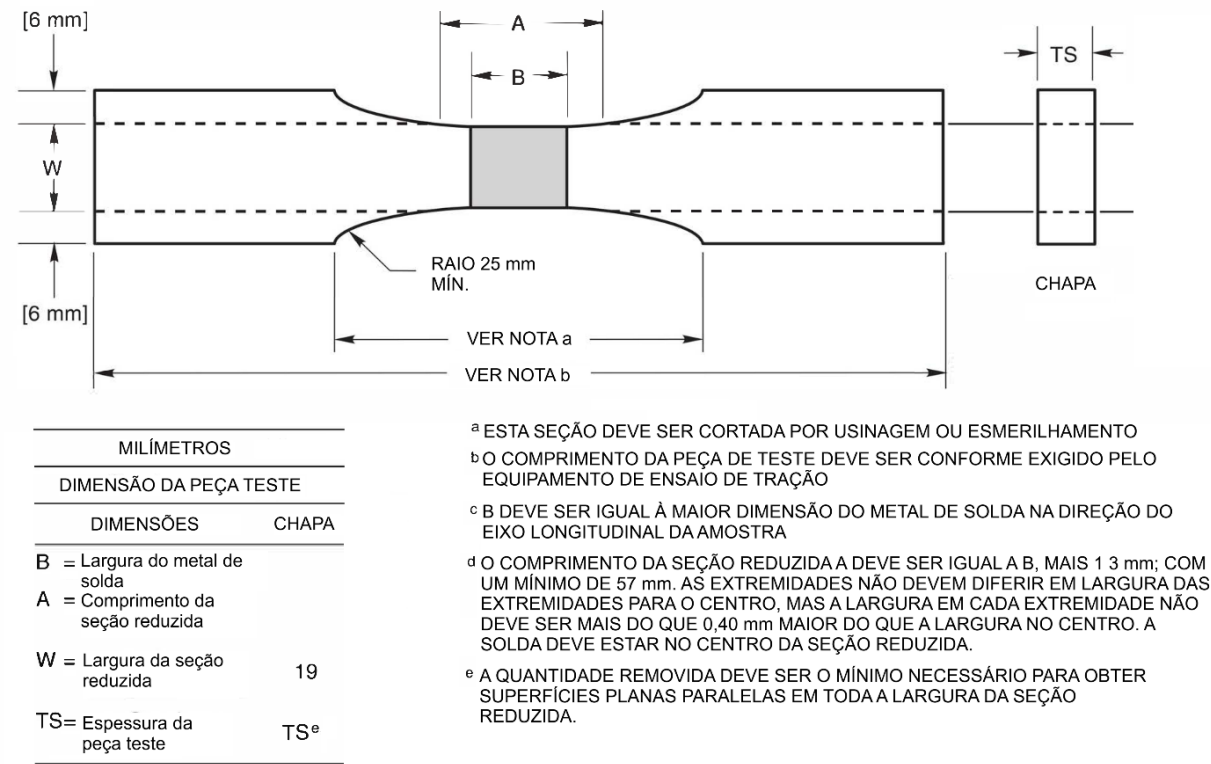
(b)

Fonte: Adaptado de DIN EN ISO 9015-1:2011-05, 2024.

3.6.3 Ensaio de tração

Foram retirados 2 corpos de prova de cada amostra soldada, conforme ilustrado na Figura 3.7. O dimensionamento dos corpos de prova está de acordo com a AWS B2.1/B2.1M:2021, conforme ilustrado na Figura 3.9. O resultado obtido, demonstra a resistência das juntas soldadas quanto a tensão de ruptura e sua localização, se for no metal de base ou no metal de solda. A máquina que foi realizado os ensaios foi fabricada pela empresa GERTEC, a célula de carga calibrada utilizada na máquina de ensaios é da marca IWM e modelo RPM – Célula de Carga Tipo Coluna.

Figura 3.9 – Corpo de prova para ensaio de tração de chapa soldada
AWS B2.1/B2.1M:2021

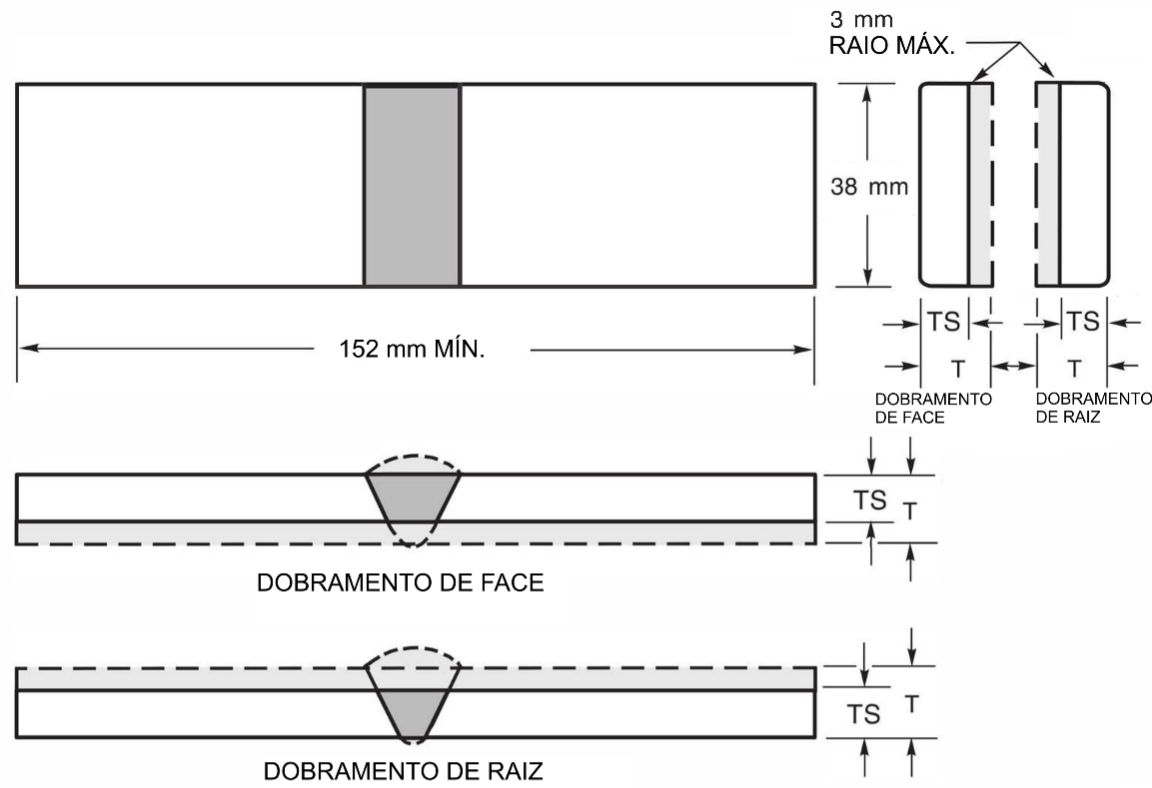


Fonte: Adaptado de AWS B2.1/B2.1M:2021, 2024.

3.6.4 Ensaio de dobramento

O ensaio de dobramento avalia o comportamento da peça sob condições de dobra, com a ductilidade influenciando diretamente seu desempenho. Caso ocorra um aumento na dureza que comprometa a ZTA, o ensaio evidenciará as condições de estiramento de cada amostra testada. Descontinuidades internas ou externas tendem a se tornar visíveis, manifestando-se como trincas devido à tensão de tração na face ou no perfil da junta, ou ainda aumentando de tamanho na parte externa. Foram retirados quatro corpos de prova de cada amostra soldada, conforme ilustrado na Figura 3.7, sendo realizados ensaios de dobramento de face e de raiz. O dimensionamento dos corpos de prova seguiu as especificações da norma AWS B2.1/B2.1M:2021, conforme representado na Figura 3.10.

Figura 3.10 – Corpo de prova para ensaio de tração de chapa soldada
AWS B2.1/B2.1M:2021



MILÍMETROS		
DIMENSÃO DA PEÇA TESTE		
ESPESSURA DA CHAPA TESTE (e)	TODOS METAIS DE BASE SOLDADO COM METAIS DE ADIÇÃO F-23	TODOS OS OUTROS MATERIAIS
1,5 até 3	e	e
3 até 10	3	e
Acima de 10	3	10

Notas:
1. O REFORÇO DE SOLDA E A TIRA DE COBRE-JUNTA OU ANEL DE COBRE-JUNTA, SE HOUVER, DEVEM SER REMOVIDOS RENTE À SUPERFÍCIE DA AMOSTRA.

Fonte: Adaptado de AWS B2.1/B2.1M:2021, 2024.

4 APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS

Neste capítulo, são apresentados os resultados dos ensaios realizados nas amostras soldadas sob diferentes condições de pré-aquecimento, abrangendo juntas de topo com penetração total e soldas de ângulo. Os resultados são organizados em subcapítulos, cada um dedicado a um conjunto específico de condições. Para facilitar a análise, os dados foram agrupados e submetidos a um comparativo estatístico, considerando as normas de fabricação aplicáveis. O capítulo é encerrado com uma discussão detalhada dos resultados obtidos.

4.1 CARACTERIZAÇÃO DO METAL DE BASE

Este trabalho aborda a soldagem do aço SAE 1045, destacando a importância da caracterização do metal de base para permitir uma comparação consistente dos resultados obtidos nos ensaios de caracterização da junta realizados após a soldagem. A caracterização do metal de base é essencial para validar os resultados e garantir sua confiabilidade. É importante notar que as normas aplicáveis ao aço SAE 1045 se limitam a especificar os limites de sua composição química, o que reforça a necessidade de complementação por meio de análises adicionais.

4.1.1 Análise química

Os resultados da análise química do metal de base foram comparados com o especificado pela norma SAE J403, conforme ilustrado na Tabela 4.1. Os elementos, numa visão geral, estão dentro dos valores estabelecidos pela norma. O único elemento químico que está abaixo do especificado é o Manganês, com 0,01% abaixo do limite mínimo delimitado pela norma. O elemento que ficou acima do permitido da norma SAE J403 foi o Silício com 141%.

Tabela 4.1 – Composição química do metal de base

Elementos	C	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Si
Amostra (%)	0,45	0,59	0,01	0,005	-	0,008	0,01	0,001	0,23

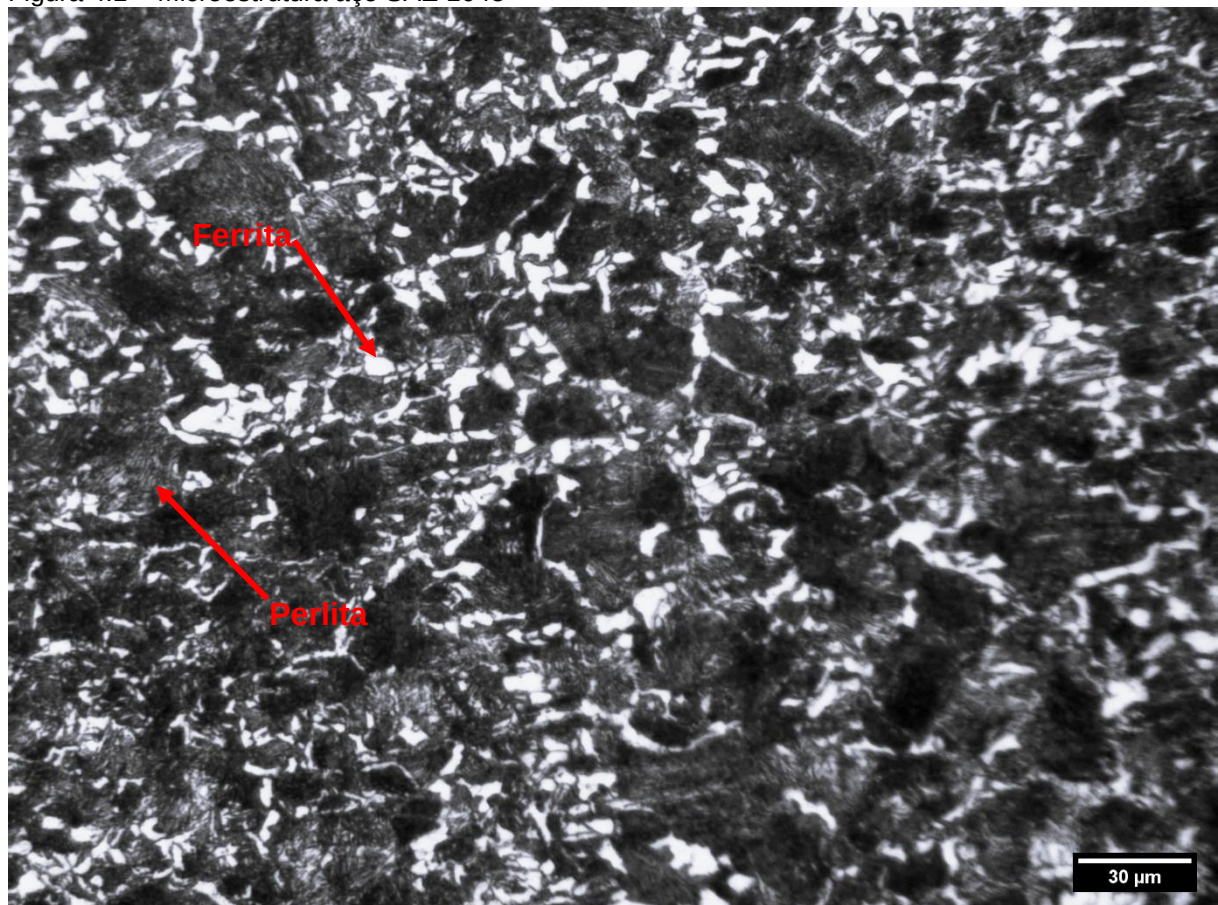
Fonte: Autor, 2024

4.1.2 Análise da Microestrutura

A análise micrografica do metal de base apresenta uma microestrutura simples com grãos de perlita e ferrita, sob uma compactação da ferrita pelo processo de

laminação a frio, conforme ilustrado na Figura 4.1. A microestrutura do aço SAE 1045 é composta por ferrita (em branco), constituinte dúctil e maleável que forma a matriz ferrítica, e perlita (em preto), formada por lamelas alternadas de ferrita e cementita, que aumentam a resistência mecânica. Com cerca de 0,45% de carbono, a microestrutura apresenta uma distribuição heterogênea, na qual a fração de perlita é proporcional ao teor de carbono. A ferrita ocorre como regiões arredondadas ou intergranulares, enquanto a perlita aparece como feixes de lamelas mais escuras. Essa configuração proporciona um equilíbrio entre ductilidade e resistência mecânica: a ferrita favorece a conformabilidade, enquanto a perlita contribui para maior dureza e resistência à tração. Essa microestrutura é típica de aços não tratados termicamente ou resfriados lentamente após conformação, mantendo um balanço entre ferrita e perlita. (Sayed *et al.* 2020; Verástegui *et al.* 2021; Dutra e Machado 2017).

Figura 4.1 – Microestrutura aço SAE 1045



Fonte: Autor, 2024.

4.1.3 Medição de Dureza

Os valores encontrados foram medidos após a metalografia, aproveitando a peça com a baquelite e o paralelismo entre as faces, garantindo alinhamento entre o indentador e o corpo de prova. A média entre as medidas ficou em $205,5 \pm 0,87 \text{ HV}_{10}$.

4.1.4 Ensaio de tração

Para a realização do ensaio de tração, foram retirados três corpos de prova para encontrar a tensão de ruptura, tensão de escoamento e alongamento, isso seguiu as orientações da norma ASTM A370 (2024). Os resultados dos ensaios estão descritos na Tabela 4.2. Os valores elevados são identificados pelo processo de fabricação, que foi a laminação a frio, ocasionando no aumento da resistência a tração, porém o alongamento decai, essa condição é dita por Garcia (2012) e o valor fica diferente pelos resultados encontrados por Jawad *et al.* (2021), os valores encontrados que se assemelham pelo trabalho de Cortés *et al.* (2023).

Tabela 4.2 – Resultados do ensaio de tração do SAE 1045

Tensão de Escoamento (MPa)	Tensão de Ruptura (MPa)	Alongamento (%)
580,08 $\pm$ 25,07	674,94 $\pm$ 18,59	8,09 $\pm$ 0,007

Fonte: Autor, 2024.

4.2 ANÁLISE METALOGRÁFICA DAS JUNTAS SOLDADAS

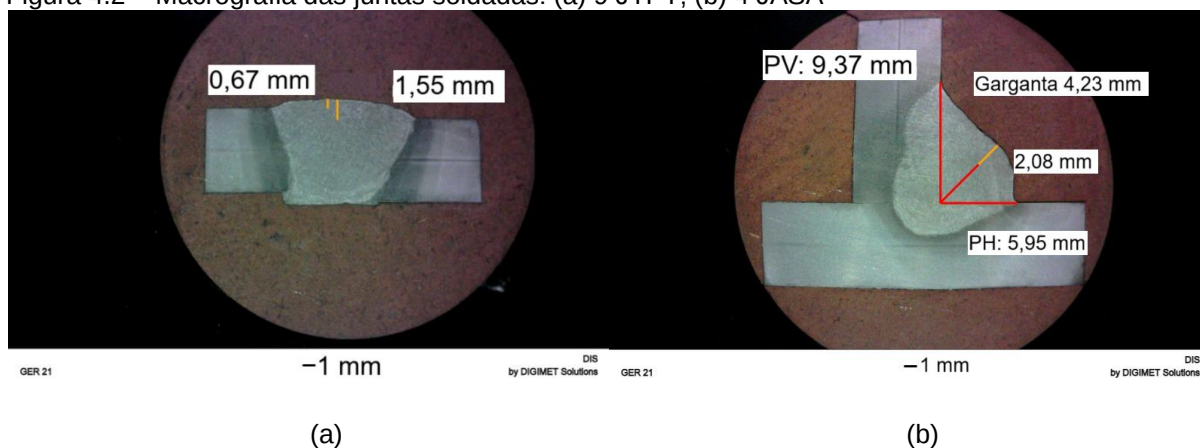
A análise metalográfica, se faz presente para a avaliação das juntas soldadas e por parte da microestrutura do aço soldado. Duas formas de análise serão presentes nesse subcapítulo, macrografia e micrografia, destas estão em mais subcapítulos que apresentarão os dados coletados.

4.2.1 Análise Macrográfica

A análise macrográfica permitiu identificar as regiões da solda nas quatorze condições de estudo. Verificou-se que, em todas as amostras, ocorreu fusão total entre o metal de base e o metal de solda. A Figura 4.2(a) apresenta a amostra 9 JTPT, destacando as medições do reforço sob a condição de desalinhamento entre as chapas. Já a Figura 4.2(b) ilustra a amostra 4 JASA, com as medições das pernas da solda, garganta e reforço.

As amostras 3 JASA, 7 JASA, 13 JTPT e 14 JTPT apresentaram descontinuidades, conforme ilustrado no apêndice deste trabalho. As amostras 3 JASA e 13 JTPT apresentaram porosidade, possivelmente causada por contaminação do metal de adição com micro-oxidações no arame, resultando em poros alongados no cordão de solda (Welding Handbook, 2001). Na amostra 7 JASA, houve escorrimento de material, causando sobreposição, enquanto a amostra 14 JTPT apresentou um reforço excessivo no segundo cordão de solda.

Figura 4.2 – Macrografia das juntas soldadas: (a) 9 JTPT; (b) 4 JASA



Fonte: Autor, 2024

O escorrimento observado na amostra 7 JASA foi causado pela baixa velocidade de soldagem e pela ausência de ajustes nos parâmetros, resultando em uma distribuição desigual do metal de solda. Isso gerou escorrimento e sobreposição, com formação de concentradores de tensão nas margens da sobreposição (Welding Handbook, 2001). Já a amostra 14 JTPT apresentou um reforço excessivo no cordão de solda.

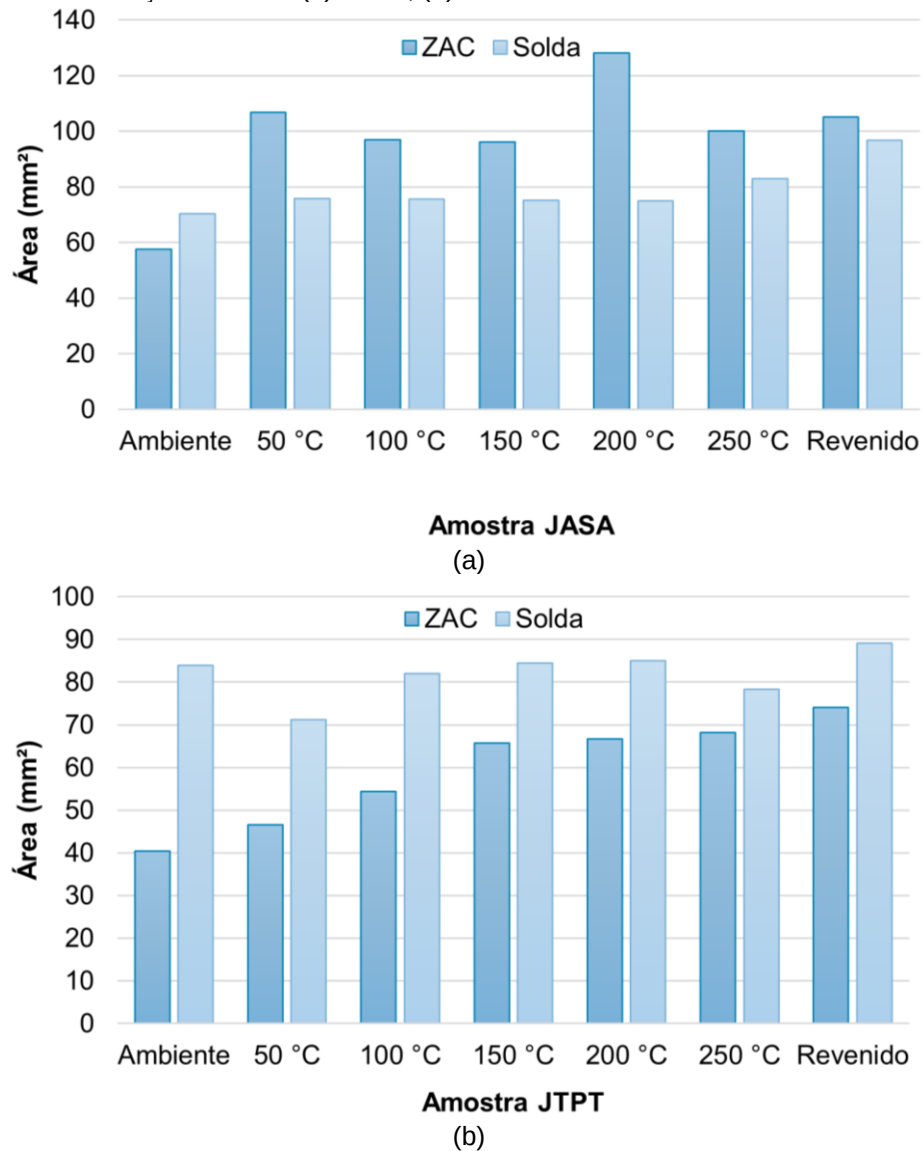
Foram realizadas medições em área nas regiões da ZAC e do MS, para mostrar a variação nas medições existente na junta soldada, dentro das condições de pré-aquecimento e tipo de junta soldada. Na Figura 4.3(a), nota-se que que existe um acréscimo da área da ZAC conforme o aumento do pré-aquecimento, na condição de 250 °C, houve um uma estabilidade da área da ZAC, pois, conforme Apêndice E, houve uma penetração total na espessura da chapa, fazendo com que não haja aumento de área da ZAC, diferentemente conforme a área da condição de 5 JASA. Caso fosse utilizado uma espessura maior das chapas, há uma área maior da ZAC na condição de 6 JASA. O aumento da área de solda aumentou na última condição do

tipo de junta, pois como verificação do cordão como passe de revenimento, os dois cordões agregaram em maior área.

Na Figura 4.3(b), nota-se um aumento da área da ZAC, pois houve a variação na temperatura de pré-aquecimento, assim a região de mudança na microestrutura do metal de base foi maior. O aumento da temperatura de pré-aquecimento contribui para o aumento das dimensões do cordão de solda devido à redução do gradiente térmico entre o metal de base e a poça de fusão, o que diminui a dissipação de calor e permite que uma área maior atinja a temperatura de fusão. Além disso, o pré-aquecimento prolonga o tempo de resfriamento do metal fundido, aumentando sua fluidez e permitindo que ele se espalhe mais antes de solidificar. Também reduz a condutividade térmica relativa do material, concentrando mais energia na zona de soldagem, e diminui a energia necessária para fundir o metal de base, ampliando a largura e a penetração do cordão. Por fim, o pré-aquecimento minimiza tensões térmicas e deformações que poderiam restringir a fluidez do metal líquido, favorecendo a formação de um cordão mais uniforme e de maiores dimensões.

O revenimento do cordão de solda após a soldagem aumenta ligeiramente a área do cordão devido ao alívio das tensões residuais geradas durante o processo de solidificação e resfriamento rápido. Essas tensões residuais tendem a causar contrações localizadas no cordão, comprimindo o metal solidificado. Durante o revenimento, o aquecimento controlado alivia essas tensões internas e permite uma leve redistribuição volumétrica do metal, relaxando as deformações acumuladas. Além disso, o revenimento pode promover alterações microestruturais, como a redução de martensita endurecida, que possui maior densidade, para fases mais dúcteis e volumosas, como a ferrita revenida, contribuindo para o pequeno aumento dimensional observado.

Figura 4.3 – Área da seção soldada: (a) JASA; (b) JTPT

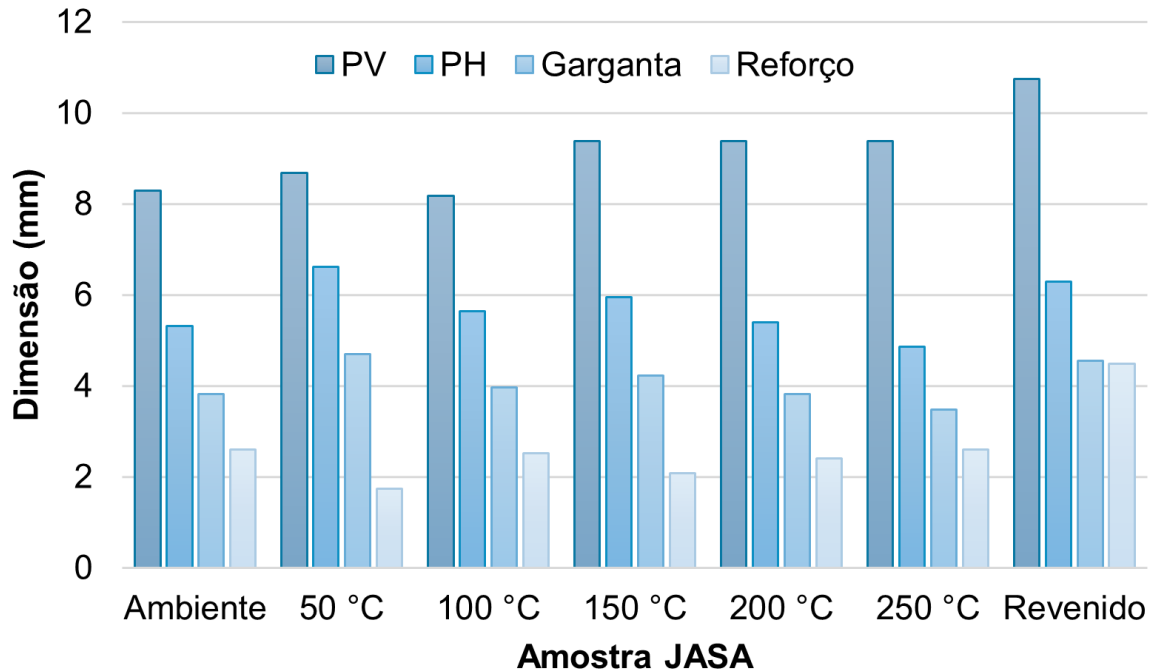


Fonte: Autor, 2024

Na Figura 4.4, tem-se as dimensões da solda na seção transversal para as amostras da JASA, a diferença entre as pernas existentes, se deu pelo ângulo da tocha estar menor em relação ao eixo horizontal, nisso o material depositado ficou mais concentrado em relação a chapa vertical.

A garganta da solda manteve um valor próximo nas diferentes amostras soldadas, na amostra 7 JASA, conforme Apêndice F, teve um maior valor na garganta, pois foi realizado o passe de revenimento, nesta mesma amostra houve um escorrimento do material. O reforço nas amostras se manteve em valores próximo, menos na última amostra que foi ocasionado o aumento por causa do escorrimento.

Figura 4.4 – Dimensões da solda na seção transversal JASA

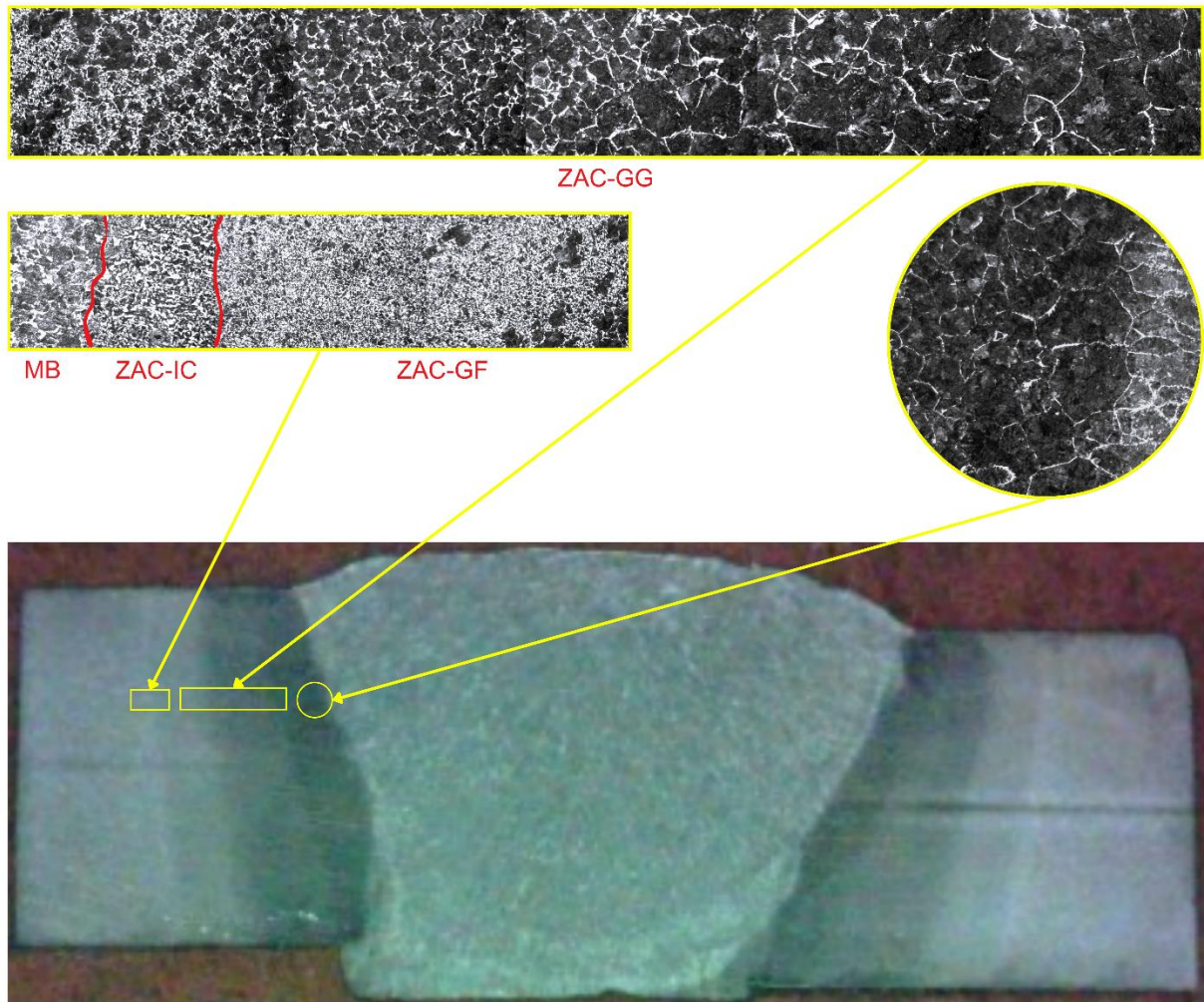


Fonte: Autor, 2024

4.2.2 Micrografia

A análise micrográfica da junta soldada na amostra 9 JTPT, apresentada na Figura 4.5, destaca as regiões do metal de solda (MS), zona afetada pelo calor (ZAC) e metal de base (MB). Observam-se três zonas distintas na ZAC: a ZAC com crescimento grosseiro de grãos (ZAC-GG), localizada entre o MS e o MB, com grãos progressivamente maiores no sentido da direita para a esquerda; a ZAC de grãos finos (ZAC-GF); e a zona intercrítica (ZAC-IC), localizada próxima ao MB. A ZAC-GG, onde ocorre o maior crescimento de grãos, é a mais extensa entre as subdivisões da ZAC. Dados similares foram reportados por Cortés *et al.* (2023) e Sayed *et al.* (2020). Nas micrografias de todas as amostras, foram identificadas as mesmas condições microestruturais e subdivisões da ZAC, com exceção da ZAC subcrítica (ZAC-SC), que não foi observada.

Figura 4.5 – Microestrutura da amostra de 9 JTPT

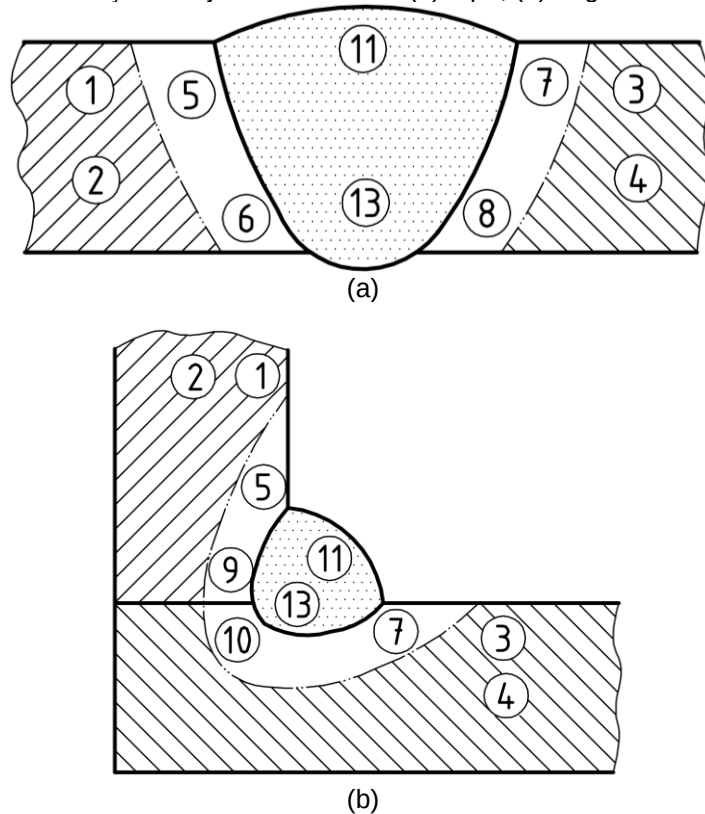


Fonte: Autor, 2024

4.3 ANÁLISE DE DUREZA DAS JUNTAS SOLDADAS

A sistematização para análise das amostras foi em ordem da remoção dos corpos de prova através da Figura 3.7, onde uma pequena parcela do conjunto soldado, sobra como um pequeno contingente para realizar esse tipo de ensaio. As medições de dureza, seguem a orientação da norma EN DIN ISO 9015-1:2011-05, conforme adaptado a Figura 4.6, as medidas foram realizadas nas regiões indicadas, nos pontos marcados conforme Figura 4.6 e agrupados em tabelas para processamento dos dados.

Figura 4.6 – Regiões de medição nas juntas soldadas: (a) topo; (b) ângulo



Fonte: Adaptado EN DIN ISO 9015-1, 2024

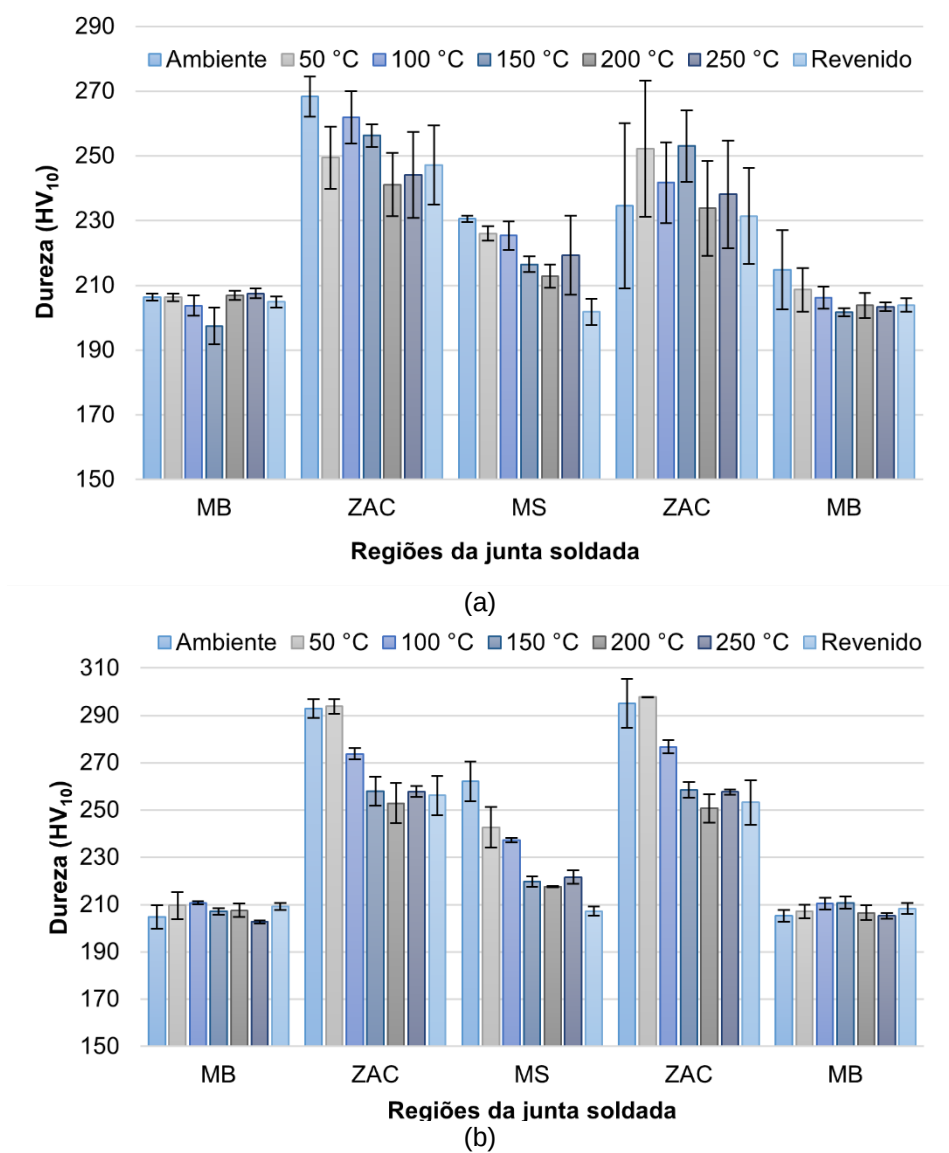
Conforme Figura 4.7 (a), tem-se as medições da junta soldada e metal de base para a JASA, como não há necessidade de remover um corpos de prova em separado para determinar a dureza do MB, foram executadas medidas de todas as juntas, nota-se que no MB a dureza se manteve em uma linear, onde a dureza média se manteve abaixo dos 210 HV₁₀ para todas as juntas, isso se repercute para o MB nas condições da JTPT.

Na região da ZAC, os valores médios das durezas, teve um decréscimo com o aumento da temperatura de pré-aquecimento da junta, antes da soldagem. Os valores para a condição da JASA variaram de máximo 268 Vickers para a condição sem pré-aquecimento, e mínimo 231 Vickers para a condição realizada com o passe de revenimento. No MS houve também uma redução nos valores da dureza conforme a variação das condições de pré-aquecimento, o valor médio máximo encontrado foi de 230 Vickers, sob a condição sem pré-aquecimento, a dureza mínima média encontrada foi na soldagem com o passe de revenimento tendo o valor de 201 Vickers.

Isso mostra que a variação do aquecimento antes e depois da soldagem, a região afetada pelo calor, sofre variações da dureza média da ZAC e do metal de solda. Todas as condições se mantiveram inalteradas da soldagem, assim a redução

da dureza se mantém de uma forma linear para as duas regiões de variação da metalurgia dos materiais estudados.

Figura 4.7 – Dureza das amostras soldadas: (a) JASA; (b) JTPT



Fonte: Autor, 2024

As posições das medidas de dureza na JTPT, seguem a Figura 4.7 (a), as medidas coletas das amostras na região do MB, se mantiveram abaixo dos 210 HV₁₀ para todas as condições, assim mostra que não há variações na região externa a solda. Para a ZAC, as durezas ficaram mais elevadas do que foi realizado na JASA, o valor máximo médio foi de 297 HV₁₀ para a condição de pré-aquecimento de 50 °C, a menor dureza média foi para a amostra de pré-aquecimento de 200 °C com o valor de 250 HV₁₀, esse valor ficou logo abaixo da condição da amostra com o passe de revenimento. No MS houve também uma redução nos valores da dureza conforme a

variação das condições de pré-aquecimento, o valor médio máximo encontrado foi de 262 HV₁₀, sob a condições sem pré-aquecimento, a dureza mínima média encontrada foi na soldagem com o passe de revenimento tendo o valor de 207 HV₁₀.

O comportamento observado pode ser explicado pelo efeito combinado da temperatura de pré-aquecimento e do passe de revenimento sobre a microestrutura da junta soldada. Na região da ZAC, o decréscimo dos valores médios de dureza com o aumento da temperatura de pré-aquecimento ocorre devido à redução do gradiente térmico e ao alívio das tensões térmicas residuais. O pré-aquecimento reduz a taxa de resfriamento, promovendo a formação de microestruturas mais suaves, como ferrita e perlita, em vez de martensita endurecida, que apresenta dureza elevada. O passe de revenimento intensifica esse efeito ao transformar microestruturas endurecidas, como a martensita residual, em fases mais dúcteis e estáveis, como a ferrita revenida e a bainita, reduzindo ainda mais a dureza.

No metal de solda (MS), a redução da dureza com o pré-aquecimento e o revenimento segue a mesma lógica: o aumento da temperatura inicial diminui a severidade do resfriamento, levando a uma microestrutura com menor quantidade de martensita e maior fração de ferrita ou bainita. O revenimento adicional transforma fases endurecidas em fases mais dúcteis, aliviando tensões internas e reduzindo a dureza média. Esse comportamento é esperado em soldagens onde o controle térmico busca melhorar a ductilidade e a tenacidade da junta, muitas vezes à custa de uma leve redução na dureza.

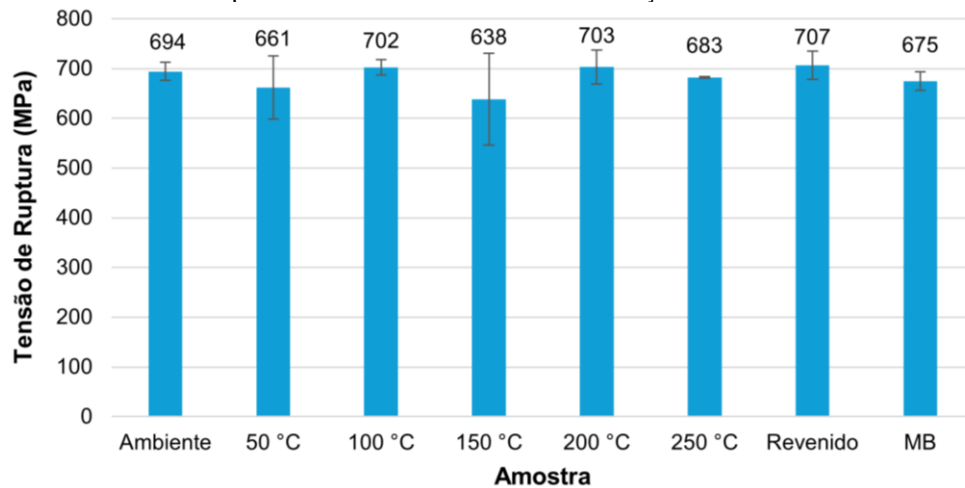
4.4 ENSAIOS DE TRAÇÃO DAS JUNTAS SOLDADAS E METAL DE BASE

Após a soldagem das amostras, foram usinados os corpos de prova para o ensaio de tração, as orientações seguem a norma AWS B2.1/B2.1M:2021, Figura 3.7 e Figura 3.9.

Os ensaios de tração nos corpos de prova das amostras soldadas, não são analisados a tensão de escoamento e deformação, pois no metal de solda existe uma variação na composição química, quando há a mistura entre o metal de adição e o metal de base.

Como mostrado nos resultados a composição química do metal de adição é de baixa liga e a composição do metal de base é de médio carbono, isso faz com que exista uma variação entre o escoamento do metal de solda e as outras duas variáveis de metal.

Figura 4.8 – Resistência a ruptura das amostras de ensaio a tração



Fonte: Autor, 2024

Os resultados obtidos foram organizados e realizadas as médias das amostras, nota-se na Figura 4.8 que os valores de resistência a ruptura foram na sua maioria semelhantes, apenas os resultados das amostras de 11 JTPT ficaram abaixo das outras, em torno de 638 MPa de tração a ruptura em média, esse mesmo é a menor média em todas as amostras, o valor mais elevado em média foi para a amostra do passe de revenimento com 706 MPa de resistência a ruptura. Esses valores estão em concordância com a resistência a tração a ruptura do MB, que foi de 674,94 MPa, dados semelhantes encontrados nos trabalhos de Sayed (*et al.*, 2020) e Cortés (*et al.*, 2023).

Os valores de tensão de ruptura apresentados refletem o impacto da temperatura de pré-aquecimento, do passe de revenimento e da dureza do metal de base (MB) sobre o comportamento mecânico das amostras. O pré-aquecimento reduz o gradiente térmico durante a soldagem, diminuindo a taxa de resfriamento e promovendo a formação de microestruturas mais dúcteis, como ferrita e bainita, o que explica a leve redução na tensão de ruptura nas temperaturas mais baixas (50°C e 100°C) em relação à condição ambiente. Em temperaturas mais elevadas (200°C e 250°C), a tensão de ruptura aumenta devido à estabilização microestrutural e ao alívio de tensões residuais. O revenimento, por sua vez, transforma fases endurecidas, como martensita, em fases mais dúcteis e estáveis, aliviando tensões internas e proporcionando o maior valor de tensão de ruptura (707 MPa), destacando o equilíbrio otimizado entre ductilidade e resistência. Já o metal de base (675 MPa) apresenta valores intermediários, servindo como referência para o impacto das condições térmicas. A tensão mais baixa observada na amostra de 150°C (638 MPa) reflete uma

combinação desfavorável de alívio parcial de tensões e microestruturas menos homogêneas, enquanto as condições de 200°C e 250°C exibem maior resistência devido à formação de microestruturas mais refinadas e uniformes.

4.5 ENSAIO DE DOBRAMENTO

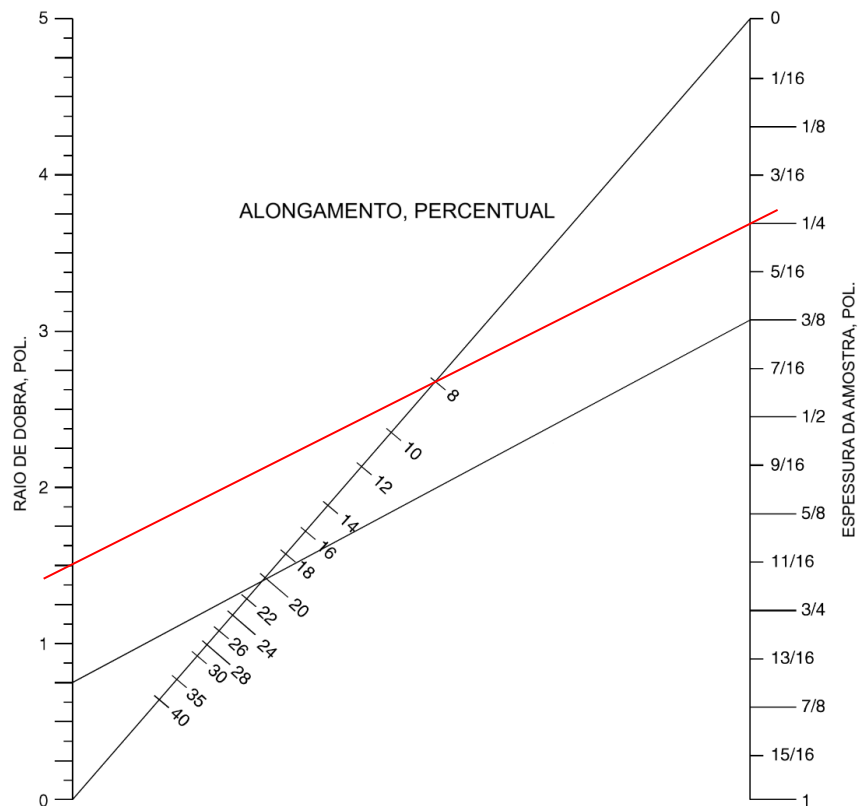
Para realizar o dobramento das peças, conforme exigência da norma AWS B2.1/B2.1M:2021, seguiu-se as orientações conforme a Figura 3.7 do local de coleta dos corpos de prova, onde se retirou quatro corpos de prova com o dimensionamento da Figura 3.10, assim elas passaram pela preparação por corte em serra fita horizontal, e posteriormente preparada a remoção dos reforços de solda, na face da solda e na raiz da solda, nos cantos foram arredondados conforme Figura 3.10, para não ocorrer trinca por concentradores de tensão na margem da solda.

O dispositivo para realizar o dobramento dos corpos de prova, precisou ser fabricado, pois conforme os dados obtidos do ensaio tração do MB, o alongamento foi abaixo dos 18%, sendo no valor médio das três corpos de prova de 8,09%, assim a norma AWS B4.0:2016 recomenda o diâmetro ideal para que o raio de dobramento não seja severo. Dos resultados das fórmulas foi realizado a fabricação do cutelo e o afastamento dos roletes guias, mantendo as distâncias ideais para os ensaios.

O dispositivo para dobramento e suas dimensões ($A = 38,1$ mm, $C = 53,9$ mm), estão de acordo com a AWS B4.0:2016, para determinar o valor de A, foi utilizado a fórmula do capítulo 6.6.4 da norma, do resultado obtido, foi percorrido a Figura 4.9 (a), que traçando uma linha sobre a espessura da chapa e o valor de alongamento do ensaio de tração em porcentagem, determinando o diâmetro do cutelo. Para determinar a distância dos roletes (C), seguiu-se a Figura 4.9 (b) que através do cálculo obteve o resultado já apresentado. Os ensaios dos corpos de prova foram realizados no Laboratório de Usinagem e Conformação Mecânica da FAHOR.

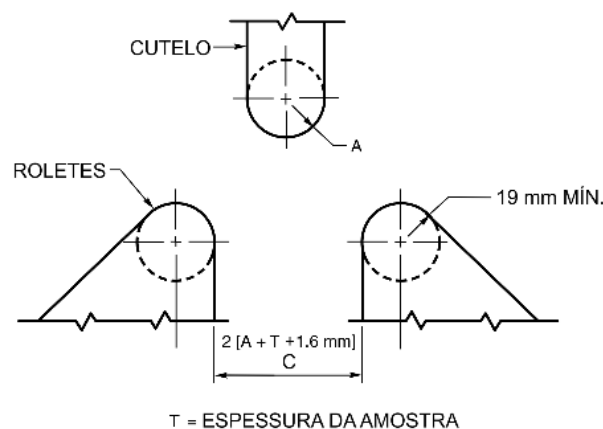
Figura 4.9 – Especificação dispositivo de dobramento: (a) Monográfico para determinar diâmetro do cutelo*; (b) Dimensões do dispositivo de dobramento**

AWS B4.0:2016



(a)

AWS B4.0:2016



(b)

Nota*: Geralmente, é recomendado que a espessura do corpo de prova para os testes de dobramento seja de aproximadamente 9,5 mm. No entanto, a espessura da amostra pode ser qualquer valor dentro do intervalo fornecido acima, conforme ditado pela espessura do material, equipamento disponível ou especificação aplicável; A precisão necessária da medição é a seguinte: Espessura da amostra: $\pm 0,39 \text{ mm}$, Raio de curvatura: $\pm 1,58 \text{ mm}$.

Nota**: Devem ser usados apoios endurecidos e lubrificadas ou rolos endurecidos livres para girar; O apoio ou os rolos devem ter um comprimento mínimo de apoio de 50 mm para a colocação do corpo de prova; Os apoios ou rolos devem estar altos o suficiente acima da parte inferior do acessório para que o corpo de prova fique livre dos apoios ou rolos quando o cutelo estiver na posição baixa; O cutelo deve ser equipado com uma base apropriada e provisão para fixação na máquina de teste, e deve ser projetado para minimizar a deflexão ou desalinhamento; Os suportes de apoio ou rolo devem ser instalados em uma base projetada para manter os apoios ou rolos centralizados e alinhados em relação ao cutelo, e minimizar a deflexão ou desalinhamento; O raio do cutelo, A, deve ser conforme especificado, conforme determinado em 6.6.4 ou monográfico na Figura 6.11

Fonte: Adaptado norma AWS B4.0:2016, 2024

Conforme Figura 4.10. a amostra de pré-aquecimento 150 °C 11 JTPT, obteve bons resultados no dobramento, tanto nos dois corpos de prova da tração da face da solda, quanto nas duas amostras de tração da raiz da solda, pode-se observar que não surgiram defeitos, apenas descontinuidades na quarta peça de cima para baixo, que pode ser identificada como poro na raiz, com a totalidade de três pontos. Os outros corpos de prova, obtiveram resultados satisfatórios neste ensaio perante as avaliações realizadas sob a norma AWS D14.3/14.3M:2019, nenhuma apresentou rompimento na solda ou outra região, estando todas aprovadas sob essa avaliação.

Figura 4.10 – Dobramento dos corpos de prova da condição 11 JTPT



Fonte: Autor, 2024

4.6 DISCUSSÃO GERAL DOS RESULTADOS

Os resultados obtidos ao longo deste trabalho mostraram que a temperatura de pré-aquecimento influencia diretamente a microestrutura e as propriedades mecânicas das juntas soldadas em aço SAE 1045. A seguir, são discutidas as principais observações em relação às variáveis analisadas, com base nos dados coletados e gráficos apresentados.

A ZAC apresentou um aumento proporcional ao incremento da temperatura de pré-aquecimento. Conforme a Figura 4.11(a), a condição 6 JASA gerou uma ZAC

significativamente maior em comparação às amostras sem pré-aquecimento. Essa expansão ocorre devido à maior dispersão térmica na região adjacente ao cordão de solda, alterando a taxa de resfriamento e favorecendo transformações microestruturais que resultam em menor dureza média na ZAC.

A dureza na ZAC foi outro aspecto relevante, conforme os resultados mostraram na Figura 4.6.1(a), houve uma redução significativa nos valores de dureza média à medida que o pré-aquecimento aumentava, com destaque para a condição 5 JASA, que apresentou 237 HV₁₀, sendo a menor entre as condições analisadas. Esses valores estão em conformidade com o limite de 410 HV estipulado pela norma AWS D14.3/14.3M:2019, indicando que o pré-aquecimento é eficiente em minimizar a formação de microestruturas frágeis que poderiam levar à fissuração, essa redução de dureza do pré-aquecimento pode ser vista no trabalho de Pellin *et al.* (2024).

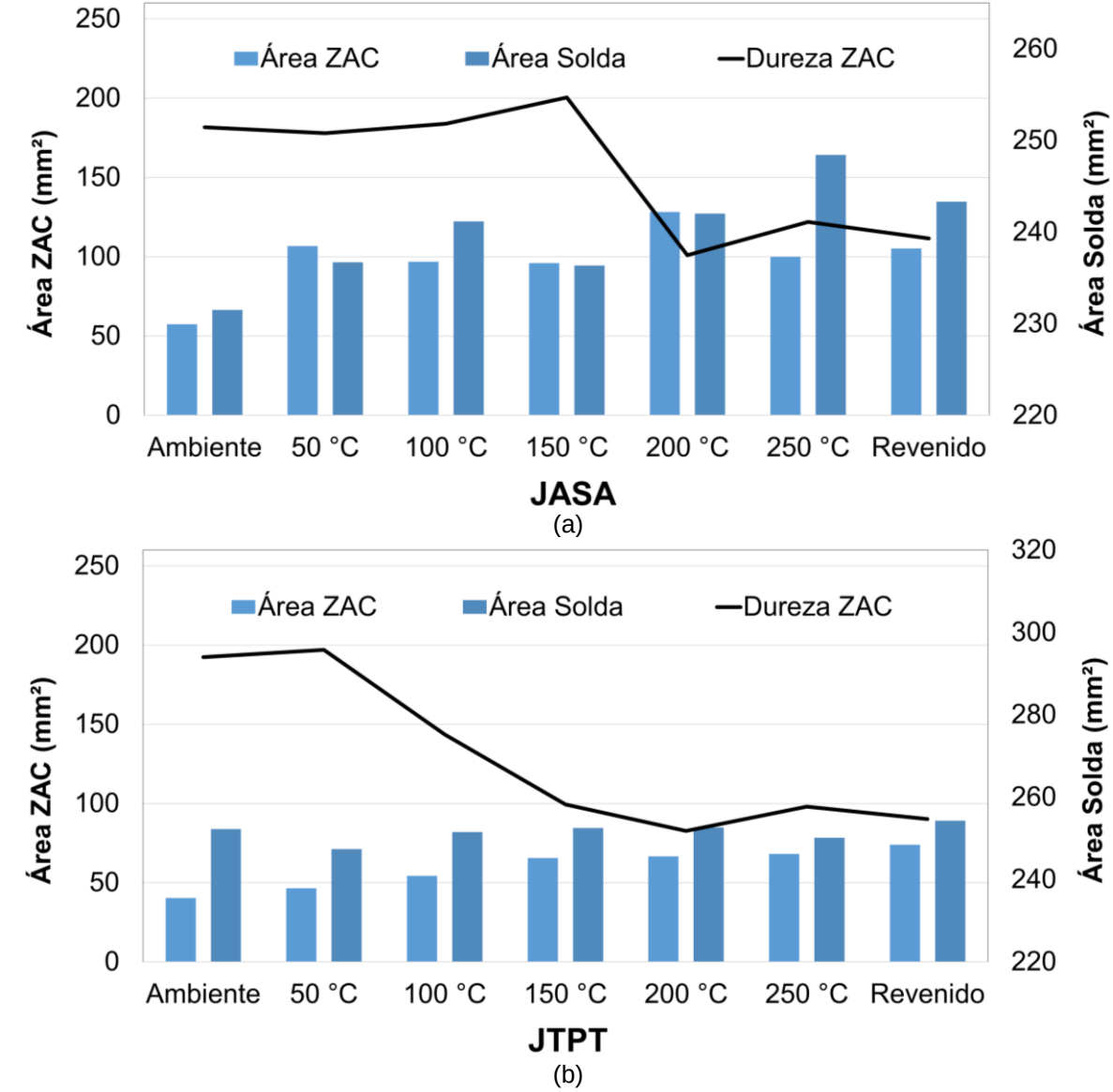
Ao comparar os tipos de juntas soldadas, verificou-se que as JTPT apresentaram uma variação de dureza mais elevada na ZAC em relação às JASA. Isso pode ser atribuído ao ciclo térmico mais intenso imposto pelas condições de soldagem nas JTPT, conforme demonstrado na Figura 4.11(b). A menor dureza média foi registrada nas condições com passe de revenimento, indicando que o uso desse procedimento pode ser uma estratégia eficiente para reduzir tensões residuais e melhorar a ductilidade.

O passe de revenimento mostrou-se uma técnica essencial para reduzir a dureza do metal de solda e da ZAC. Amostras submetidas a esse processo exibiram os menores valores médios de dureza, tanto na ZAC quanto no metal de solda, sugerindo uma redistribuição das tensões internas e uma maior homogeneidade microestrutural. Esses achados corroboram a literatura, que destaca o revenimento como uma prática eficaz para melhorar a resistência à trinca de hidrogênio e garantir bom desempenho de juntas soldadas (Villani et al., 2016).

A aplicação do passe de revenimento contribui para a redução de gradientes térmicos e microestruturais entre o metal de base, o metal de solda e a ZAC, minimizando possíveis concentrações de tensões residuais. Essa uniformidade é essencial para melhorar a durabilidade das juntas soldadas, especialmente em materiais como o aço SAE 1045, onde a combinação de alta dureza e tensões residuais pode aumentar o risco de falhas prematuras. Assim, o revenimento não apenas otimiza as propriedades mecânicas da junta, mas também promove maior

confiabilidade em aplicações críticas, como componentes estruturais e peças sujeitas a carregamentos cíclicos.

Figura 4.11 – Correlação entre área da ZAC e do metal de solda e a dureza da ZAC: (a) JASA; (b) JTPT



Fonte: Autor, 2024

Nos ensaios de tração, os valores médios de resistência à ruptura variaram entre 638 MPa e 706 MPa, sendo este último obtido para amostras tratadas com passe de revenimento. Para o primeiro valor, a média ficou baixa por que o primeiro ensaio para a condição 11 JTPT apresentou uma resistência a tração de 572 MPa e o segundo ensaio resultou em 702 MPa, para a amostra 9 JTPT também obteve essa variação mais distante, porém a média ficou em 661 MPa, valor próximo ao do MB. As outras condições JTPT apresentaram uma variação média acima da resistência do

MB, caracterizando não variação na resistência da junta soldada, sobre esse aspecto avaliado.

Os resultados apresentados demonstram que o controle da temperatura de pré-aquecimento e a aplicação de passes de revenimento desempenham papéis críticos no desempenho mecânico e microestrutural de juntas soldadas em aço SAE 1045. A abordagem adotada neste estudo permitiu identificar parâmetros ideais para maximizar a integridade estrutural e minimizar riscos de falhas, fornecendo uma base sólida para aplicações futuras e estudos complementares, isso permite que sob a avaliação da norma AWS 14.3/14.3M:2019, permite a fabricação de equipamentos agrícolas para uso no Brasil.

CONCLUSÃO

Através dos resultados obtidos e discutidos neste estudo, as seguintes conclusões podem ser obtidas:

- Sob a análise da macrografia, a diferença existente na região da ZAC entre as duas juntas JASA e JTPT, mostra que na JASA a área que houve mudanças na microestrutura, foram maiores em relação a JTPT.

- Na variação de temperatura de pré-aquecimento, houve um aumento significativo na área da ZAC nas juntas soldadas.

- Nos resultados dos ensaios de dureza, a JTPT apresentou uma dureza maior em relação a JASA, que ficou em torno de 11%, influenciado pela variação na dissipação de calor pelo tipo de junta soldada.

- Os resultados dos ensaios de tração para a JTPT obtiveram uma média geral acima do metal de base, em torno de 1,5%, garantindo confiabilidade na resistência a tração.

- Nos dobramentos dos corpos de prova da JTPT, os ensaios obtiveram resultados satisfatórios em todas os corpos de prova.

- Por fim, através dos resultados obtidos pela dureza e realizando o comparativo com a norma AWS D14.3/14.3M:2019, a dureza média na ZAC fica abaixo do critério de aceitação, sendo assim permitido a fabricação de equipamentos agrícolas sem a necessidade de pré-aquecimento, em juntas soldadas na espessura de 6,30 mm, e para equipamentos utilizados no Brasil.

Para ampliação dos conhecimentos do trabalho, novas análises podem ser desenvolvidas para avaliação de outras condições, o ensaio de impacto na técnica de *Charpy*, e realizar uma análise no MEV (Microscópio Eletrônico de Varredura) com o intuito de analisar a região dúctil-frágil dos corpos de prova ensaiados no ensaio de impacto. No MEV também podem ser realizado ensaios de micrografia na busca de regiões com martensita, não encontradas no trabalho desenvolvido.

REFERÊNCIAS

AGUIAR, W. M. **Soldagem do aço ABNT 4140 sem tratamento térmico posterior**. Dissertação (Mestrado em Engenharia e Ciência de Materiais), Departamento de Engenharia Mecânica e de Produção, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2001.

AMERICAN WELDING SOCIETY. **Specification for welding earthmoving, construction, and agricultural equipment**. Miami: AWS, 2019

AMERICAN WELDING SOCIETY. **AWS A3.0:2001 - Standard welding terms and definitions, including terms for adhesive bonding, brazing, soldering, thermal cutting, and thermal spraying**. Miami: AWS, 2001.

AMERICAN WELDING SOCIETY. **AWS B2.1/B2.1M:2021: Standard welding procedure and performance qualification**. Miami: AWS, 2021.

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **ASME BPVC.II.C-2023: Materials specifications: Part C – Specifications for welding rods, electrodes, and filler metals**. New York: ASME, 2023.

ASM International. **Heat Treater's Guide: Practices and Procedures for Irons and Steels**. 2nd ed. Materials Park, Ohio: ASM International, 2011.

ASTM INTERNATIONAL. **ASTM E415: Standard test method for determining the carbon content of carbon steels by combustion analysis**. West Conshohocken: ASTM International, 2021.

ASTM INTERNATIONAL. **ASTM A370: Standard test methods and definitions for mechanical testing of steel products**. West Conshohocken: ASTM International, 2024.

ASTM INTERNATIONAL. **ASTM E8/E8M: Standard test methods for tension testing of metallic materials**. West Conshohocken: ASTM International, 2024.

ASTM INTERNATIONAL. **ASTM E3: Standard guide for preparation of metallographic specimens**. West Conshohocken: ASTM International, 2011.

AWS -. **Certification manual for welding inspectors**. American Welding Society, Fourth Edition, Miami, 2000.

Callister, William D.; Rethwisch, David G. **Ciência e Engenharia dos Materiais: uma introdução**. 10. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2020.

CORTÉS, Rafael; AMBRIZ, Ricardo R.; LOPEZ-MORELOS, Victor H.; CORTÉS-CARRILLO, Eduardo; CURIEL-LOPEZ, Francisco F. **Mechanical properties of AISI 1045 carbon steel plates weld overlay with EnDOTec DO15 using CMT and GMAW-P**. Research Square, 2023. Disponível em: <https://doi.org/10.21203/rs.3.rs-3746609/v1>.

Costa e Silva, Anselmo D.; Cunha, Luis F. G.; Martins, Ubirajara A. **Metalurgia física**. 2. ed. São Paulo: Blucher, 2018.

Davis, Joseph R. **Welding: materials and applications**. ASM International, 2006.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG. DIN EN ISO 9015-1:2011-05: **Destructive tests on welds in metallic materials – Impact tests – Part 1: Charpy V-notch**. Berlin: Beuth Verlag, 2011.

Dutra, W. T., & Machado, I. G. (2017). **Influência do Pré-aquecimento Indutivo Localizado sobre Características Metalúrgicas de Juntas Soldadas**. *Soldagem & Inspeção*, 22(3), 333-342. <http://dx.doi.org/10.1590/0104-9224/SI2203.10>

FREITAS, Brenda Juliet Martins. **Estudo da influência das temperaturas de austenitização na dureza dos aços AISI D6 e SAE 1045**. 2016. Trabalho de Conclusão de Curso (Bacharelado em Engenharia de Materiais) – Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Londrina, 2016.

GARCIA, Amauri. **Ensaio dos materiais**. 2. ed. Campinas: Editora UNICAMP, 2012.

JAWAD, Muhammad; JAHANZAIB, Mirza; ALI, Muhammad Asad; FAROOQ, Muhammad Umar; MUFTI, Nadeem Ahmad; PRUNCU, Catalin I.; HUSSAIN, Salman; WASIM, Ahmad. **Revealing the microstructure and mechanical attributes of pre-heated conditions for gas tungsten arc welded AISI 1045 steel joints**. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 193, 2021. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2021.104440>.

KASUYA, T., YURIOKA, N., OKUMURA, M. **Methods for Predicting Maximum Hardness of Heat-Affected Zone and Selecting Necessary Preheat Temperature for Steel Welding**. Nippon Steel Technical Report, 1995.

Miller, J. D. **Fundamentals of Welding Engineering**. Welding Institute Press, 1994.

Machado, I. G. **Efeitos da Energia de Soldagem e Consumíveis em Estruturas Soldadas**. Porto Alegre: UFRGS, 2012.

MACHADO, Ivan G. **Soldagem e técnicas conexas**. 3. ed. São Paulo: Atlas, 1996.

Machado, Ivan G. **Trincas de solidificação em soldas num aço de construção naval**. Porto Alegre: UFRGS, 1980.

OKUMURA, T.; TANIGUCHI, C. **Engenharia de soldagem e aplicações**. 1. ed. Rio de Janeiro: LTC, 1982. P. 103-104.

RAJEEV, G. P., KAMARAJ, M., SRINIVASA, R. B. **Hardfacing of AISI H13 tool steel with Stellite 21 alloy using cold metal transfer welding process**. *Journal surface & Coating technology*, 63-71, 2017.

Rodrigues, E.; Cersosimo, D. **Soldagem GMAW/MAG: fundamentos e aplicações**. São Paulo: SENAI-SP, 2022.

SAE. SAE J403: **Chemical composition of SAE carbon steels**. Warrendale: SAE International, 2024.

SAYED, Aamir R.; KUMAR, Devesh; SHAHARE, Gulshan M.; NAWKHARE, Nitin N.; BHANARKAR, Rushikesh Y.; DHANDE, Durgesh R.; RAMTEKE, Atul R.; BHARADKAR, Usha M. **Mechanical and microstructural testing of C-45 material welded by using SMAW and GMAW process**. Materials Today: Proceedings, v. 38, p. 223-228, 2021. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.07.036>.

SHIGLEY, Joseph Edward; MISHKE, Charles R.; BUDYNAS, Richard G.; NISBETT, J. Keith. **Projeto de engenharia mecânica de Shigley**. 9. ed. Porto Alegre: AMGH, 2015.

SSAB. **Welding handbook: a guide to better welding of Hardox and Weldox**. Oxelösund: SSAB Oxelösund AB, 2009. ISBN 978-91-978573-0-7.

VERÁSTEGUI, Roger N.; SPOHR, João R. F.; LISBOA, Camila P.; LERMEN, Richard T. **Capacitive welding of SAE 10B22 steel with SAE 1045, DOMEX 700MC and DOCOL DP 1000 steels**. Soldagem & Inspeção, v. 26, p. e2605, 2021. Disponível em: <https://doi.org/10.1590/0104-9224/SI26.05>.

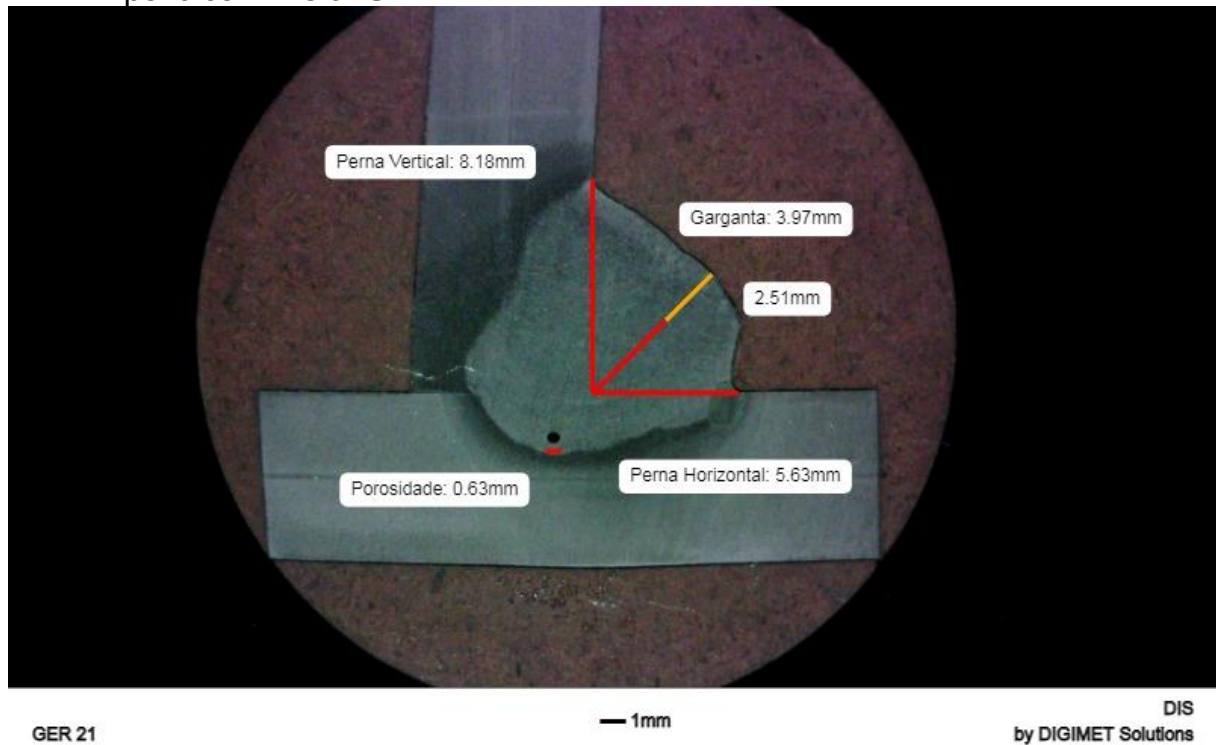
Villani, D. R.; Silva, M. A.; Santos, M. M. **Fenômenos de solidificação na soldagem**. Revista Técnica, v. 15, n. 4, p. 32-38, 2016.

Yurioka, Nobuo. **Weldability and Hydrogen Cracking of Structural Steels**. IIW International Institute of Welding, 2001.

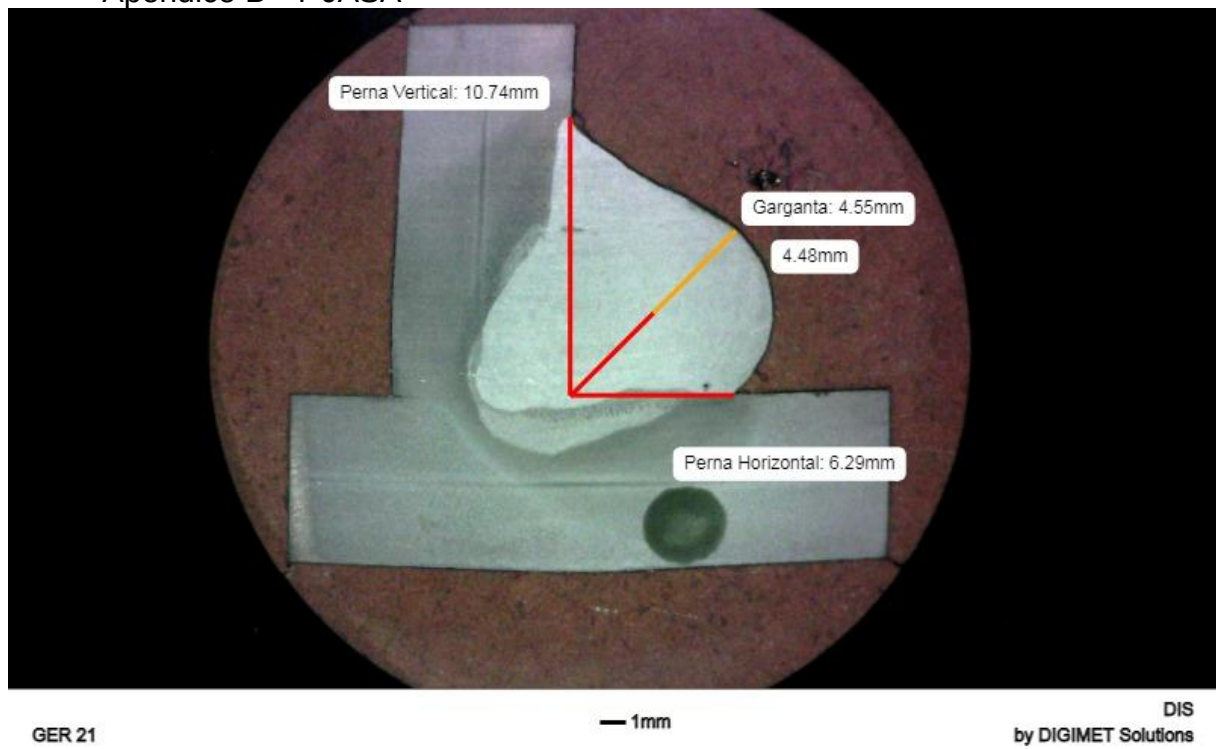
Welding Handbook. **Welding processes**. 9th ed. Miami: American Welding Society, 2001.

APÊNDICES

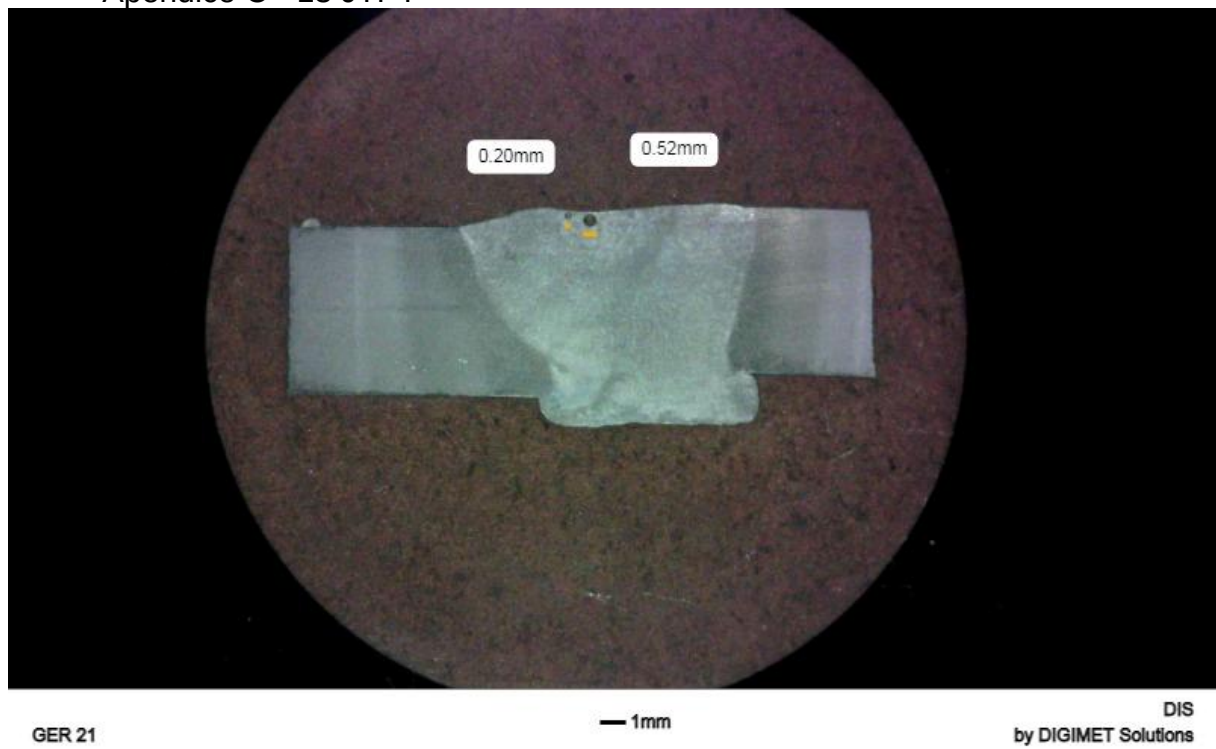
Apêndice A – 3 JASA



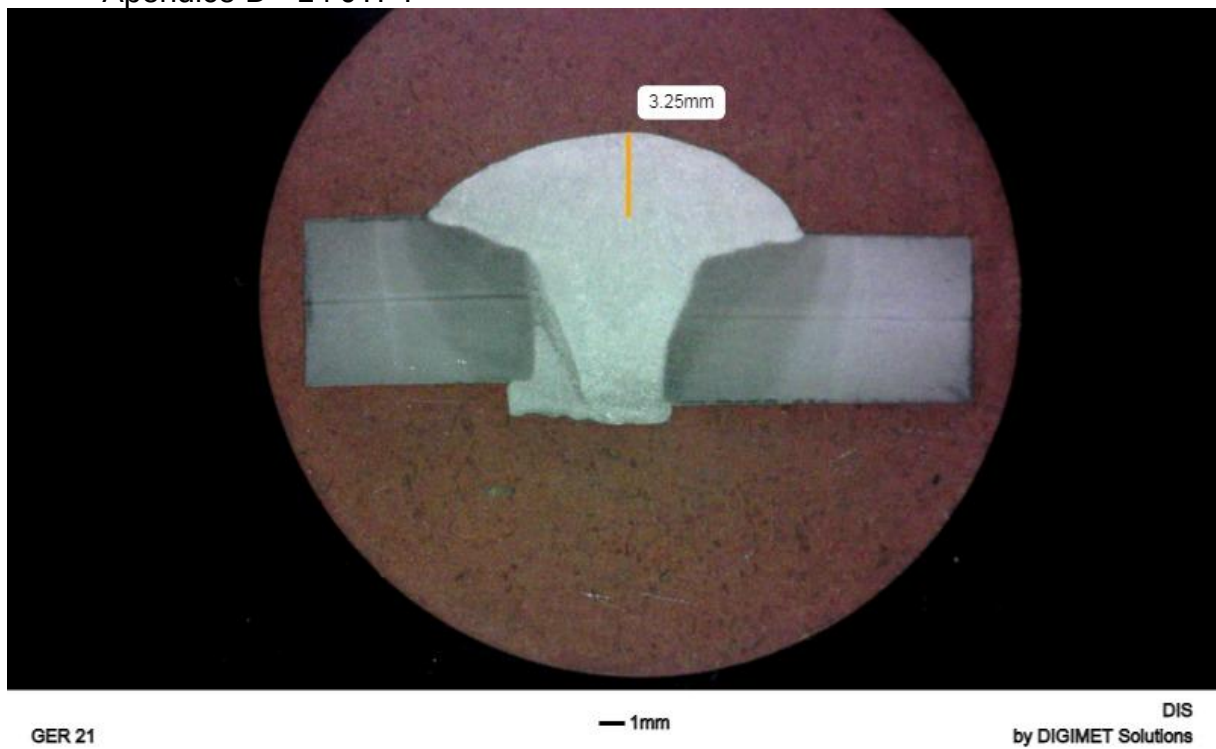
Apêndice B - 7 JASA



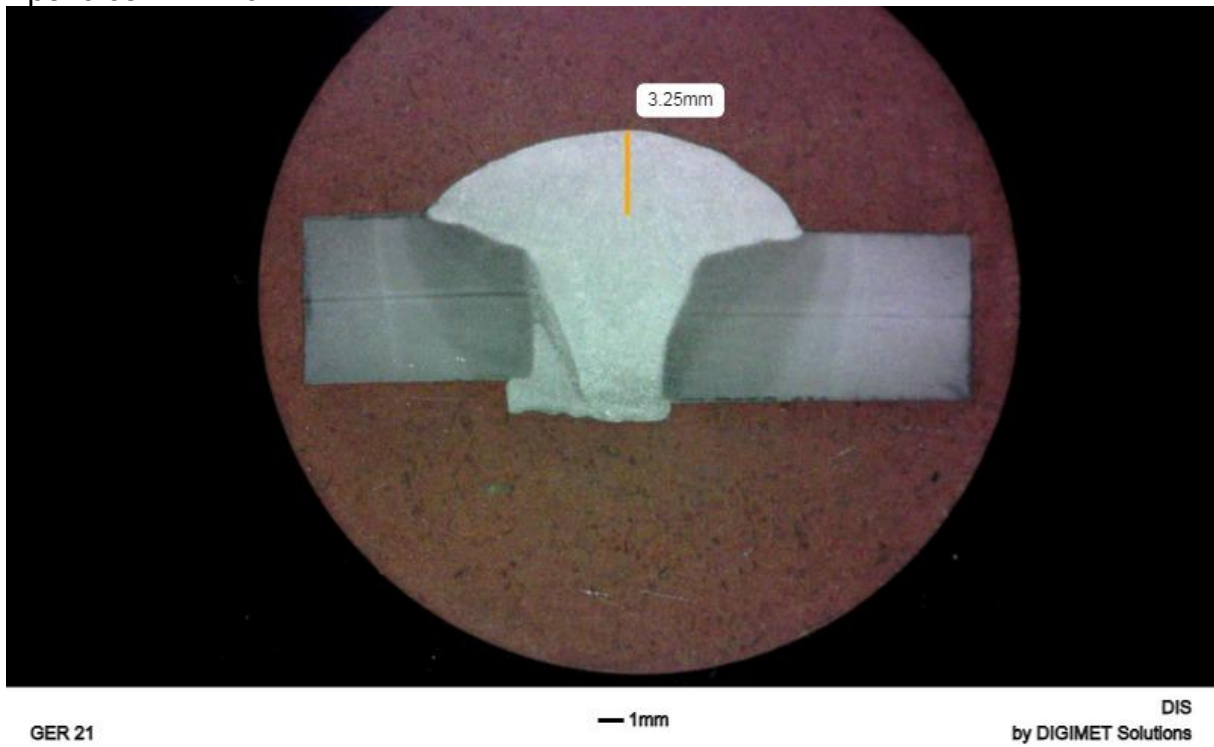
Apêndice C - 13 JTPT



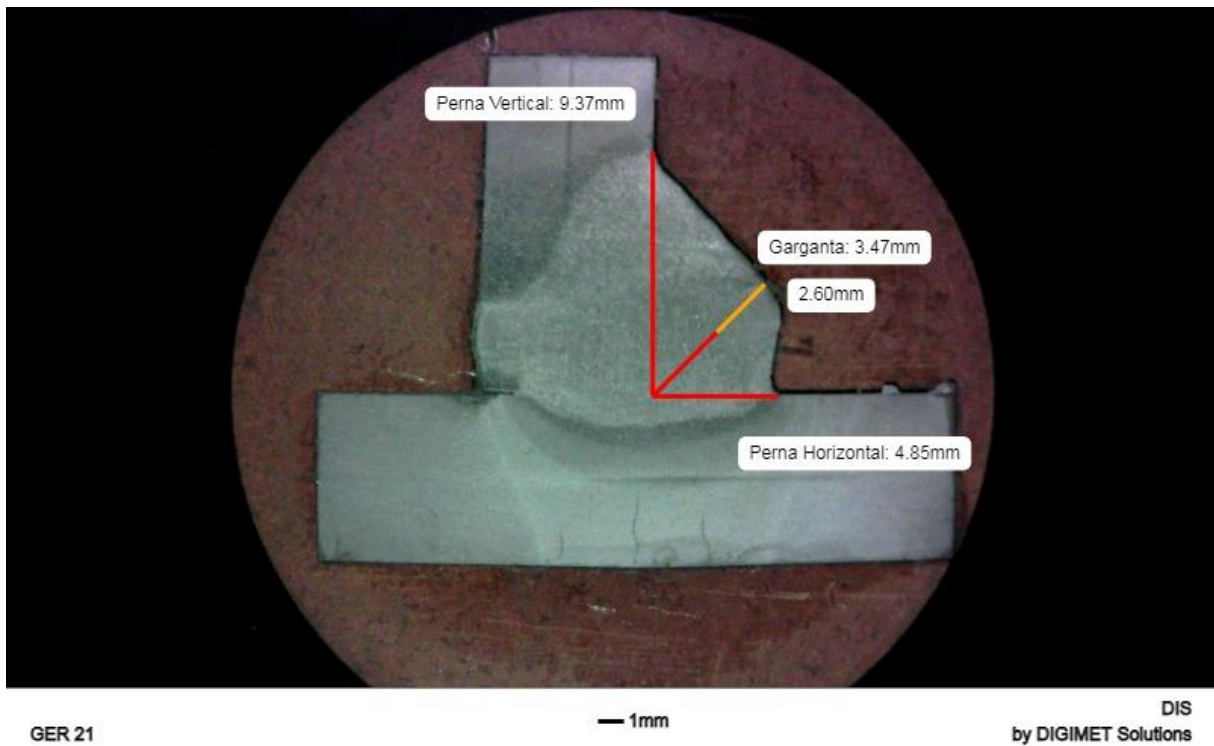
Apêndice D - 14 JTPT



Apêndice D - 14 JTPT



Apêndice E – 6 JASA



Apêndice F – 7 JASA

