



UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

DANILO HELDER DE MELO PEREIRA

**ANÁLISE DAS TENSÕES RESIDUAIS UTILIZANDO MÉTODO DPC NA
SOLDAGEM GTAW MULTIPASSE DO AÇO ASTM A131 AH36 COM CHANFROS
EM “V” E EM “U”**

Recife

2024

DANILO HELDER DE MELO PEREIRA

**ANÁLISE DAS TENSÕES RESIDUAIS UTILIZANDO MÉTODO DPC NA
SOLDAGEM GTAW MULTIPASSE DO AÇO ASTM A131 AH36 COM CHANFROS
EM “V E EM “U”**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Centro de Tecnologia e Geociências da Universidade Federal de Pernambuco, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Materiais e Fabricação.

Orientador: Prof^o. Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira.

Recife

2024

Catálogo de Publicação na Fonte. UFPE - Biblioteca Central

Pereira, Danilo Helder de Melo.

Análise das tensões residuais utilizando método DPC na soldagem GTAW multipasse do aço ASTM A131 AH36 com chanfros em "V" e em "U" / Danilo Helder de Melo Pereira. - Recife, 2024. 62 f.: il.

Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Pernambuco, Centro de Tecnologia e Geociências, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2024.

Orientação: Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira.

1. Tensões Residuais; 2. Processo de soldagem GTAW; 3. Aços ASTM A131 AH36; 4. Chanfro em V; 5. Chanfro em U. I. Ferreira, Ricardo Artur Sanguinetti - Orientador. II. Título.

UFPE-Biblioteca Central

CDD 621

DANILO HELDER DE MELO PEREIRA

**ANÁLISE DAS TENSÕES RESIDUAIS UTILIZANDO MÉTODO DPC NA
SOLDAGEM GTAW MULTIPASSE DO AÇO ASTM A131 AH36 COM CHANFROS
EM “V E EM “U”**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Centro de Tecnologia e Geociências da Universidade Federal de Pernambuco, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Aprovada em: 10 / 06 / 2024

BANCA EXAMINADORA

Profº. Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira (Orientador)
Universidade Federal de Pernambuco

Profº. Dr. Tiago Felipe de Abreu Santos (Examinador Interno)
Universidade Federal de Pernambuco

Profº. Walman Benicio De Castro (Examinador Externo)
Universidade Federal de Campina Grande - PB

Dedico esse trabalho à memória de Ana Maria de Melo, minha querida mãe, e ao meu amado filho Danton Melo.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, gostaria de agradecer a Deus por mais essa graça concedida em minha vida e a minha mãe, Ana Maria (em memória) e todo o seu amor, a quem eu devo todas as minhas conquistas. Ao meu filho Danton, que além de ser meu melhor amigo é minha inspiração e maior orgulho. Aos meus três irmãos, Douglas que sempre foi o meu herói, Diogo que sempre me entendeu e protegeu e Denis que sempre me surpreende e me enche de orgulho. A minha querida voinha Dorinha (em memória), por todo o cuidado, amor e ensinamentos, o principal deles a importância da família. A minha esposa, Isabelle Vilella, meu amor e minha companheira, sempre ao meu lado, me apoiando, fortalecendo e amando em qualquer situação nessa jornada chamada vida. As minhas amadas sobrinhas, Malu, Lana e Maisa, nossas princesas que são um pedaço do meu coração, assim como meus sobrinhos Davi e Dante que tão pequeninos, porém todos tão importantes em minha vida, felicidade e equilíbrio. A meu pai, Adão Lincoln (em memória), com seu gigante coração e inesquecível carisma, aos meus tios Toninho, João Coutinho e Adja Joseane que foram muito importantes em meu desenvolvimento, sempre me apoiando e incentivando, independente da situação. Meus padrinhos escolhidos por mim, já adolescente, Marcus Fonseca e Tânia Melo, que me davam muito carinho e cuidados em minha infância, pessoas iluminadas, que sempre me transmitem paz, calma, ternura e um bem-estar. Meu tio Sandro Oliveira, a quem admiro e devo muito por toda a sua paciência, atenção, companheirismo e, principalmente, cuidado conosco. Aos meus sogros, tios, primos, cunhado-primo, amigos, companheiros de trabalho dos quais sempre tenho aprendizados incríveis. Ao Dr. Ricardo Sanguinetti por toda atenção, inteligência, pelo enorme coração e por todos os ensinamentos para a dissertação e para a vida.

“O insucesso é apenas uma oportunidade para recomeçar com mais inteligência” (Henry Ford).

Resumo

As tensões residuais em juntas soldadas do aço ASTM A131 AH 36 pelo processo GTAW multipasses foram analisadas em juntas fabricadas com chanfros em “V e “U”. A influência do acabamento da solda também foi analisada, considerando-se o passe único oscilante ou o passe duplo retilíneo. Em ambos os casos, os corpos de prova foram soldados segundo as normas (fabricação e qualificação) AWS D1.1. Após a soldagem, foram realizadas furações na zona termicamente afetada, seguindo-se do referenciamento cartesiano dos pontos, numa mesa de medição por coordenadas. O referenciamento foi feito antes e após o tratamento térmico para alívio de tensões para possibilitar a medição dos deslocamentos dos pontos. Conhecida a extensão dos deslocamentos dos pontos, as tensões residuais foram calculadas pelo método DPC (deslocamento de pontos coordenados). Além da boa aplicabilidade do método DPC, os resultados mostraram boa correlação entre velocidade de soldagem, temperatura de interpasse e as diferentes sequências de passes de acabamento com as tensões residuais, evidenciando-se que os menores níveis de tensões residuais foram obtidos para as juntas em “U”.

Palavras-chave: Tensões Residuais, Processo de soldagem GTAW, Aços ASTM A131 AH36, Chanfro em V, Chanfro em U.

ABSTRACT

Residual stresses in ASTM A131 AH 36 steel welded joints by the multipass GTAW process were analyzed in joints with V-groove and U-groove. The influence of the weld finish was also analyzed, considering the single oscillating pass or the double straight pass. In both cases, the specimens were welded according to the AWS D1.1 standards (fabrication and qualification). After welding, holes were drilled in the heat-affected zone, followed by cartesian referencing points on a coordinate-measuring machine performed before and after post weld heat treatment to allow measurement of displacements. Once the point displacements were known, the residual stresses were calculated by the CPD (coordinated point displacement) method. In addition to the good applicability of the CPD method, the results show good correlation between cooling rate, interpass temperature and the different sequences of finishing passes with residual stresses obtained, showing that the lowest levels of residual stresses were obtained for the U-groove.

Keywords: Residual Stresses, GTAW Welding Process, ASTM A131 AH36 Steels, V-groove and U-groove.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	16
2	OBJETIVOS	17
2.1	OBJETIVOS GERAIS	17
2.2	OBJETIVOS ESPECÍFICOS	17
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	18
3.1	SOLDAGEM	18
3.2	PROCESSO DE SOLDAGEM TIG	19
3.3	METAIS DE BASE	21
3.4	CONSUMÍVEIS DO PROCESSO TIG	23
3.5	QUALIFICAÇÕES EM SOLDAGEM	23
3.6	ENERGIA DE SOLDAGEM	27
3.7	CICLO TÉRMICO E SOLIDIFICAÇÃO DA POÇA DE FUSÃO	28
3.8	CONTORNOS DE GRÃOS	31
3.9	TENSÕES RESIDUAIS	32
3.10	TRATAMENTOS TÉRMICO PARA ALÍVIO DE TENSÕES	37
3.11	MÉTODO DPC	38
3.12	MÁQUINA DE MEDIÇÃO POR COORDENADAS (MMC)	39
4	MATERIAIS E MÉTODOS	40
4.1	METAL DE BASE	40
4.2	CONSUMÍVEIS	42
4.3	PROCEDIMENTO DE SOLDAGEM	43
4.4	ENERGIA DE SOLDAGEM	48
4.5	MARCAÇÃO E FURAÇÃO DOS PONTOS E MEDIÇÃO POR COORDENADAS	48
4.6	TRATAMENTO TÉRMICO PARA ALÍVIO DE TENSÕES	50
4.7	CÁLCULO DAS TENSÕES RESIDUAIS	52
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES	55
6	CONCLUSÕES	59
7	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	60
	REFERÊNCIAS	61

1 INTRODUÇÃO

As tensões residuais são ocasionadas devido a soldagem, jateamento, granalhamento, fundição, conformação, usinagem e tratamentos térmicos, e podem interferir no desempenho do material (Rodacoski, 2002). Além disso, Okumura e Tanigusgi (2002) afirmam que as tensões têm grande influência na fratura frágil de uma junta soldada e, segundo Kang et al (2018), o alívio das tensões residuais tem influência na resistência à fadiga de juntas soldadas.

Outrossim, também se demonstra importante prever a natureza das tensões residuais superficiais conforme a American Society for Materials (2019). Isso porque a tensão estática compressiva melhora a resistência à fadiga do material pois retarda o surgimento de trincas, assim como tensões residuais de tração reduzem a durabilidade do material para este tipo de aplicação. Ainda, de acordo com Gentil (2011), a formação de trincas superficiais pode desencadear uma pilha eletroquímica localizada no interior da trinca, causando a possibilidade de ocorrência de corrosão sob tensão, o que tornaria um material dúctil suscetível a uma fratura de natureza frágil.

Pelo fato de o arame de enchimento não participar da formação do arco elétrico no processo TIG, o processo de soldagem a arco se demonstra com maior controle da poça de fusão (Okumura e Tanigusgi, 2002). Ademais, assim como na ASME B31.3 (2020), TIG é o processo considerado como maior controle do aporte térmico. Por esses motivos, sendo o processo recomendado para soldagens mais uniformes e controladas, foi escolhido para a obtenção de corpos de provas mais uniformes.

Nos estudos de Show et al (2010), o endurecimento por precipitação - conseguido pela formação de carbonetos e nitretos formados pelo Vanádio, Nióbio e Titânio - contribui para o aumento do limite de resistência nos ARBL. Além disso, Fonstein (2015), verificou que a precipitação de nitreto de vanádio nos ARBL também melhora as propriedades mecânicas devido ao refinamento de grãos, pois possui uma menor solubilidade na austenita do que o carboneto de vanádio.

O aumento na relação entre a adição do manganês em relação ao carbono é o principal responsável na redução das temperaturas de transição dúctil / frágil, característica indispensável para materiais estruturais de projetos navais (Dieter, 1981). Adicionalmente, a utilização dos ARBL pode acarretar diminuição de 30% em peso de um projeto, aliado a boa relação custo x propriedades mecânicas e boa soldabilidade, tornando a utilização deste material em larga escala na indústria naval, de acordo com Okumura e Taniguchi (2002).

Juntas com geometria mais complexas, como as de chanfro em “U”, exigem um tempo maior de usinagem que uma junta do tipo “V”. Isso porque, a depender da posição de soldagem, o ângulo do chanfro pode ou não ajudar na operação, dependendo das componentes de tensão superficial, o que torna o chanfro em “U” mais facilmente soldável em relação ao em “V” (Wainer, Brandi e Melo, 2004).

O estudo experimental de tensões residuais em juntas de topo com penetração total com chanfro em “U” não é um tema muito abordado nos artigos científicos, normas e literaturas, não sendo encontrado referências bibliográficas com estudos experimentais de tensões residuais em juntas soldadas com chanfro em “U” na data da defesa da dissertação.

A metodologia de Deslocamento de Ponto Coordenado (DPC) utilizada neste estudo apresenta resultados dentro da margem de erro do ensaio por difração de raio X, além de ser uma metodologia de baixo custo, conforme mostrado em Siqueira et al. (2013). Ademais, o método possui fácil aplicação e bons resultados, como demonstrado em Melo et al. (2017), além de ser sensível aos efeitos da anisotropia, o que também demonstrou a aplicabilidade do método em soldagens multipasses em chapas de maior espessura, de acordo com experimentos de Sugahara et al, (2018) e Pereira et al. (2020).

2 OBJETIVOS

2.1 OBJETIVO GERAL

Analisar as tensões residuais oriundas do processo de soldagem GTAW multipasses em juntas soldadas com chanfros em “V” e “U” com diferentes condições de acabamentos.

2.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Para realização deste trabalho foram definidos objetivos específicos, são eles:

- Analisar efeito das tensões residuais em diferentes pontos de medição.
- Realizar experimento comparando tensões residuais obtidas em acabamentos com duplo passe retilíneo comparado ao passe único oscilante.
- Análise em câmera termográfica logo após o fechamento do arco para análise das temperaturas interpasse obtidas em cada condição de contorno
- Observar correlações entre as tensões residuais obtidas em cada corpo de prova com velocidade de soldagem, energia de soldagem, temperaturas interpasse na ZAT ao término da soldagem.

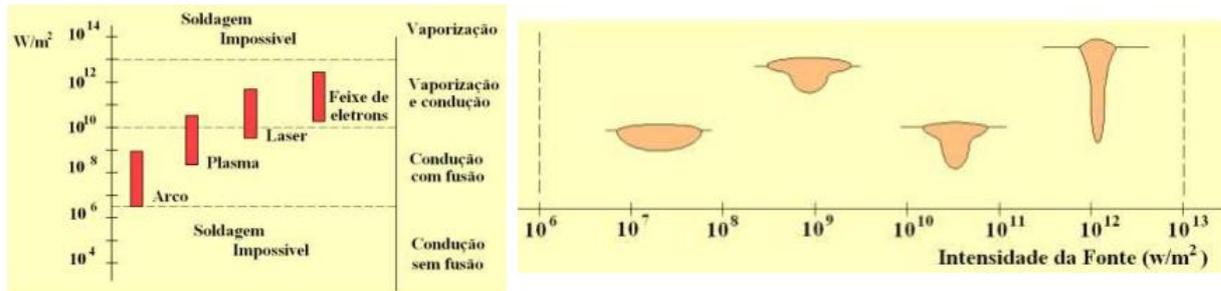
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 SOLDAGEM

Os métodos de união de metais podem-se dividir em duas categorias principais: os de forças macroscópicas e as forças microscópicas (interatômicas ou intermoleculares). No primeiro caso, do qual são exemplos a parafusagem e a rebitagem, a resistência da junta é dada pela resistência ao cisalhamento somada às forças de atrito entre as superfícies. No segundo caso, a união é caracterizada pela aproximação dos átomos e moléculas até distâncias suficientemente pequenas para a formação de ligações metálicas e de Van der Waals, em que o principal exemplo é a soldagem. (Marques, Modenesi e Bracarense, 2007)

Segundo a AWS (1994), soldagem é a obtenção da coalescência localizada que se produz pelo aquecimento, com ou sem a aplicação de pressão e de metal de adição, entre os tipos de soldagem. De preferência - ao afetar de forma termicamente mínima o restante do material - na soldagem por fusão, uma fonte deve ter uma potência específica entre 10^6 e 10^{13} W/m² (Modenesi, 2007). A figura 1 apresenta faixas de energia de soldagem por tipo de fonte de calor.

Figura 1: Energia de soldagem por tipo de fonte de calor e penetração.



Fonte: Modenesi, 2007.

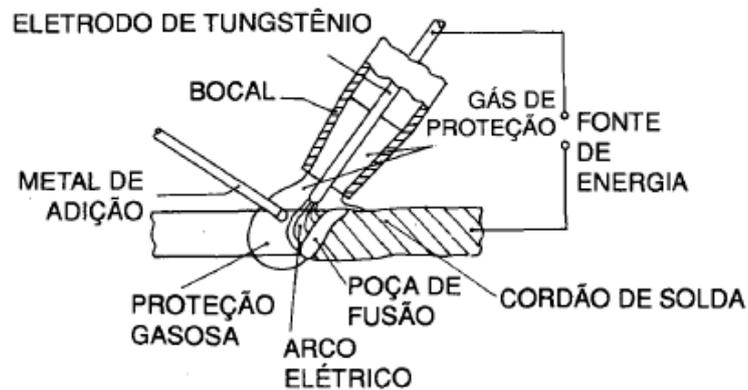
A grande faixa de aplicação, custo e possibilidade de automações tornam o arco elétrico a forma de aquecimento na soldagem mais utilizada no mercado, principalmente para soldagem em campo onde é necessária uma execução de qualidade e equipamentos portáteis. (Modenesi, 2007). Pode-se definir o arco elétrico na soldagem como uma descarga elétrica de baixa tensão e alta intensidade, de corrente mantida por um gás ionizado, o que gera calor através da movimentação e choques das cargas (Wainer, Brandi e Melo, 2004).

Por outro lado, pela imprecisão de quantificar o calor imposto e as perdas de calor de cada processo, depende-se de diversos parâmetros (temperatura de pré-aquecimento, dureza na ZTA, espessura etc.) utilizados na soldagem e não apenas do processo escolhido. Devido a isso, constantes de eficiência térmica ou similar são encontrados como uma faixa de valores. (Scotti, *et al* 2012)

3.2 PROCESSO DE SOLDAGEM TIG

No processo de soldagem TIG (Tungsten Inert Gas), o arco elétrico é produzido por um gás inerte entre um eletrodo de tungstênio não consumível e a peça de trabalho. A estabilidade do arco elétrico e a redução na quantidade de calor cedida a peça fazem com que este processo seja ideal para soldagem de peças pequenas e que exijam alta precisão e controle (AWS, 1991). A figura 2 detalha os componentes do processo TIG.

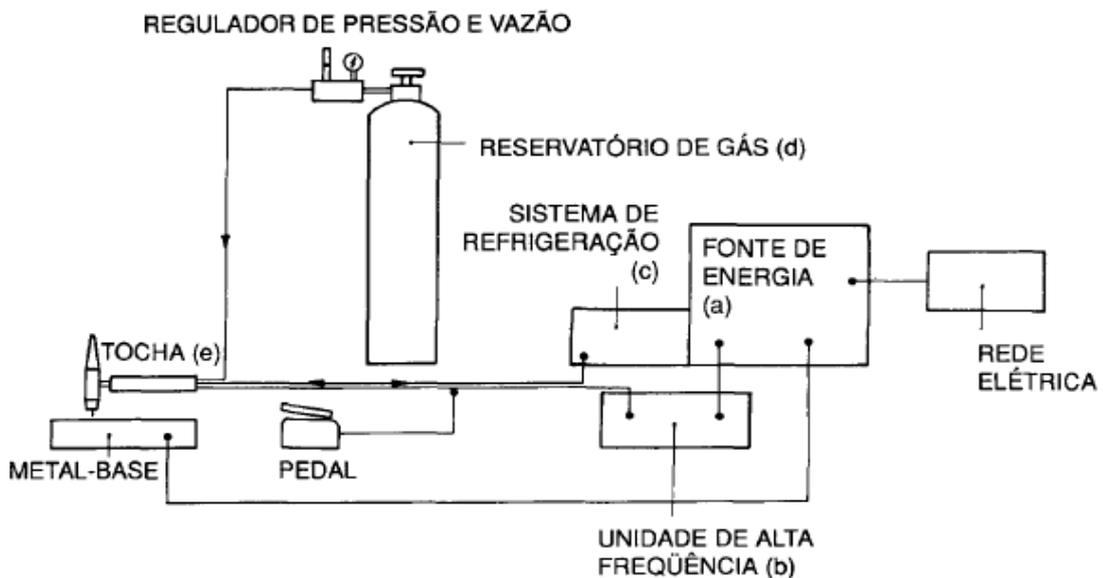
Figura 2: Detalhe do processo de soldagem TIG.



Fonte: (Wainer, Brandi e Melo, 2004)

O processo, também chamado de GTAW, (Gas Tungsten Arc Welding) foi patenteado no final dos anos 20 e atualmente é o processo mais utilizado em soldagens de ligas de alumínio, magnésio, titânio e aços inoxidáveis, e pode ser manual ou automático, conforme figuras abaixo (Wainer, Brandi e Melo, 2004). A figura 3 apresenta um esquema simplificado dos equipamentos necessários para a utilização do processo TIG.

Figura 3: Esquema simplificado de equipamentos do processo



Fonte: (Wainer, Brandi e Melo, 2004)

As variáveis essenciais do processo TIG, segundo o QW-256 da ASME seção IX (2017), são: espessura do metal de base a ser soldado, características do metal de base (P-number), características e diâmetro do metal de adição (F-number, A-

number), espessura de metal depositado, pré-aquecimento, tratamento térmico para alívio de tensões (TTAT), composição química do gás de proteção, purga, corrente e polaridade, técnica de passe único ou multicamadas, número de metais de adição.

O processo TIG é adequado para soldagem fora de posição e, por possuir alimentação de material independente, pode ser conduzido de forma autógena, ou seja, sem alimentação de material. Entretanto, apesar de apresentar muitas vantagens, o processo possui algumas limitações como taxas de deposição inferiores e maior custo se comparado a outros processos de soldagem (AWS,1991).

Por fim, a ausência de escória do processo TIG evita riscos de inclusões desnecessárias prejudiciais e - devido aos menores níveis de aporte térmico de soldagem - a zona de solda apresenta excelente qualidade e uma menor zona termicamente afetada pelo calor, o que torna esse processo ideal para soldagens mais complexas de materiais mais leves até os extremamente pesados. Porém, no processo TIG, o custo é relativamente alto e a produtividade baixa, o que justifica o uso em soldas mais complexas que exijam um maior nível de confiabilidade (Marques, Modenesi e Bracarense, 2007).

3.3 METAIS DE BASE

Segundo Callister (2002), os aços são ligas ferro-carbono que podem conter concentrações apreciáveis de outros elementos de liga, formando, assim, milhares de ligas com diferentes composições e tratamentos térmicos. As propriedades mecânicas dos aços são muito sensíveis a quantidade de carbono, sendo possível subdividi-los em aços de baixo, médio e alto carbono, os primeiros (até 0,25% C em peso) constituídos de ferrita e perlita. Logo, as ligas têm relativamente baixa resistência mecânica, baixa dureza, porém alta ductilidade e tenacidade. Além disso, não são suscetíveis a tratamentos térmicos para formação de martensita, ainda que possam aumentar a resistência com o mecanismo de encruamento (deformação a frio) e refino de grãos. Dessa forma, o baixo custo, atrelado a facilidade de usinar e soldar, torna esse tipo de aço com aplicações típicas em chapas para tubulações, perfis estruturais, edificações, pontes, carcaças de automóveis, entre outras.

Outro grupo de liga de baixo teor de carbono são os Aços ARBL. Estes contêm outros elementos de liga como cobre, vanádio, níquel e molibdênio, em concentrações

combinadas, podendo chegar a 10% em peso, o que aumenta a resistência dos aços carbonos comuns, e gera a possibilidade de sofrer tratamentos térmicos e alcançar limites de 480 MPa. Adicionalmente, estes aços são dúcteis, conformáveis, usináveis, com boa soldabilidade e melhor resistência a corrosão que os aços carbonos comuns, o que justifica a substituição destes pelos ARBL em diversas aplicações como na indústria naval, pontes, torres e vasos de pressão (Callister, 2002).

Aços de médio teor de carbono (entre aproximadamente 0,25% e 0,6% C em peso) podem ser tratados termicamente por têmpera e revenido para melhorar as propriedades mecânicas. Dentre as aplicações, destacam-se rodas de trens e trilhos ferroviários, engrenagens, virabrequins, entre outros componentes de máquinas e estruturas de alta resistência, resistência a abrasão e tenacidade. Enquanto isso, os aços de alto carbono, com teores geralmente entre 0,6% e 1,4% C em peso, são os mais duros e resistentes: são empregados quase sempre em condição endurecida e revenida para resistência ao desgaste e com teores de cromo, vanádio tungstênio e molibdênio, formando carbetos de alta dureza. Estes aços têm aplicações em ferramentas de corte, facas, lâminas de corte, molas, etc. (Callister, 2002).

De acordo com Chiaverini (1988), pode-se classificar também os aços ligados - que contêm maiores teores de elementos de liga, acima de 10% em peso - nessas condições. Isso porque não só a microestrutura do aço pode ser alterada, como o tratamento térmico, exigindo técnicas e cuidados especiais para sua utilização em processos de fabricação. Dentre os elementos de liga destes aços podemos destacar o cromo, níquel, molibdênio, vanádio, tungstênio, alumínio, nióbio, etc.

A distribuição dos elementos de liga nos aços dependerá de sua tendência em participar de uma solução sólida, ou de formar um composto, uma fase intermediária ou uma inclusão não metálica. Para que o elemento se distribua, é necessário tempo para sua movimentação dentro do aço, seja na fase líquida ou na sólida. Átomos de carbono, nitrogênio, oxigênio e boro, devido aos pequenos raios atômicos em relação ao ferro, formam soluções sólidas do tipo intersticial. Portanto, sua solubilidade é limitada pela grande distorção causada na rede cristalina. Do mesmo modo, elementos como cromo níquel, manganês e outros possuem raios atômicos próximos ao do ferro, o que substitui estes na rede cristalina, formando, assim, soluções sólidas substitucionais (Modenesi, Marques e Santos, 2012).

Dada a grande variedade de tipos de aços, foram criados sistemas (Normas) para sua classificação, baseados na composição química dos aços. Dentre os sistemas de normas mais conhecidos e utilizados, podemos destacar a American Society for Testing Materials (ASTM), a Society of Automotive Engineers (SAE) e o American Iron and Steel Institute (AISI). Para os produtos de aço, as especificações mais utilizadas são da ASTM, e muitas delas são adotadas pela American Society of Mechanical Engineers (ASME) (Chiaverini, 1988).

A ASME Section IX (2017), norma americana de qualificações requeridas em um processo de soldagem, agrupa os metais de base de acordo com as suas características químicas, propriedades mecânicas e de soldabilidade. Nesta norma, os aços de baixo carbono e baixa liga se enquadram no grupo chamado P-number 1.

3.4 CONSUMÍVEIS DO PROCESSO TIG

Os consumíveis em um processo de soldagem são classificados e agrupados conforme a norma técnica ASME II parte C, de acordo com as propriedades mecânicas do metal depositado, composição química do metal depositado e sanidade do metal depositado.

Segundo a ASME II parte C (2017), os consumíveis para a soldagem no processo GTAW para os metais de base de agrupamento P-number 1 são divididos em duas classificações. A primeira é a SFA A5.18 referente aos eletrodos e varetas de aço Carbono para Processo de Soldagem com Proteção a Gasosa. Enquanto isso, a segunda é a SFA A5.32 para os gases de proteção de soldagem, no caso do processo GTAW o gás de proteção é inerte, isto é, não reage com a poça de fusão.

A especificação do consumível determina - de maneira exata - sua característica, o que garante a suas propriedades, além de atender requisitos de fabricação, ensaios, qualidade e critérios de aceitação, embalagem, garantias e identificação (AWS, 2023).

3.5 QUALIFICAÇÕES EM SOLDAGEM

Pelo fato de a soldagem se tratar de uma etapa fundamental no processo de fabricação de equipamentos mecânicos, no qual sua inadequação pode acarretar sérios desastres, foram estabelecidos códigos e normas para as aplicações

específicas. Dentre estes regimentos, pode-se destacar o código ASME VIII para vasos de pressão, o API STD 1104 para tubulações e dutos, o AWS D1.1 para estruturas soldadas de aço carbono e baixa liga e, por fim, o código DNV para estruturas marítimas de aço, entre outras (Marques et al., 2011).

Diferentes códigos e normas têm especificações que regulamentam os procedimentos relativos à soldagem em todo o mundo. Algumas delas abrangem também o projeto, como é o caso da AWS D1.1, que, além de exercer a função de norma de qualificações, ainda é utilizada para projetos e fabricação, assim como a API STD 1104. Contudo, existem normas exclusivas para qualificações, como a ASME IX, uma norma aplicada a qualificações, sendo referenciada por todas as seções do código ASME em aplicações como caldeiras, vasos de pressão, tubulações, componentes nucleares e etc. Os requisitos para qualificações têm grande variação entre normas distintas: geralmente um procedimento qualificado por uma norma não possui validade em outra. Dessa forma, é função do inspetor de soldagem verificar se os requisitos da norma aplicável estão sendo seguidos na qualificação dos procedimentos (FBTS, 2007). A tabela 1 mostra alguns dos códigos mais utilizados, aplicáveis na fabricação de cada tipo de equipamento mecânico.

Tabela 1: Aplicações de algumas das normas de fabricação de equipamentos mecânicos.

Tabela de Aplicação de Normas/Códigos de Projeto		
Norma/Códigos	Aplicação	Norma/Códigos de Qualificação
ASME I	Caldeiras	ASME IX
ASME III	Componentes nucleares	ASME IX
ASME VIII Div.1 / Div.2	Vasos de pressão	ASME IX
ASME B31.1	Tubulação de vapor	ASME IX
ASME B31.3	Tubulação de produtos químicos	ASME IX
ANSI B31.4	Tubulação de transporte de petróleo	ASME IX e API 1104
ANSI B31.8	Tubulação de transmissão e distribuição de gás	ASME IX e API 1104
API 620	Tanque de estocagem	ASME IX
API 650	Tanque de estocagem de Óleo	ASME IX
AWS D1.1	Estrutura metálica	AWS D1.1

Fonte: FBTS (2007).

Em muitos casos, é necessário que, antes da execução da soldagem de produção, sejam preparadas e qualificadas as especificações dos procedimentos a

serem utilizados. Desse modo, certificando-se que o procedimento foi qualificado de acordo com as normas, soldas de qualidade poderão ser obtidas. Segundo a Seção IX do código ASME (2019), a Especificação de Procedimento de Soldagem (EPS) “é um procedimento de soldagem escrito e qualificado, preparado para fornecer instruções referentes à execução de soldas de produção que estejam de acordo como os requisitos do código”. Logo, cada EPS completada deve descrever todas as variáveis essenciais, não essenciais e essenciais suplementares (quando requeridas). Se configuram como variáveis essenciais aquelas consideradas alteradoras das propriedades mecânicas da peça soldada, requerendo a requalificação da EPS em caso de alteração. As variáveis essenciais suplementares são consideradas assim para os metais sujeitos aos testes de resistência ao impacto, e, por fim, as não essenciais não geram necessidade de requalificação da EPS em caso de alterações, porém esta variável pode ser essencial para outras qualificações, como por exemplo para qualificação de soldadores.

Segundo Marques *et al* (2011), a EPS deve ser previamente testada e qualificada antes de ser utilizada na produção. Nesse sentido, os resultados dos testes devem ser relacionados em um Registro de Qualificação de Procedimento de Soldagem (RQPS), referido pela EPS, sendo a comprovação de adequação aos critérios de aceitação estabelecidos.

Para qualificação dos soldadores, o critério básico é a habilidade inerente à deposição de metal de solda sem defeitos, testado através de ensaios mecânicos de dobramento, radiografia de uma chapa de teste ou pela radiografia de sua solda inicial de produção. Devem ser considerados o resultado dos testes e a faixa de parâmetros essenciais, que devem ficar registrados em documento e armazenados nos registros do equipamento (ASME IX, 2019).

A ABNT NBR 14842 (2003) estabelece os critérios para a qualificação e certificação de inspetores de soldagem, os quais são divididos em dois níveis. O de primeiro nível é responsável por verificar se os procedimentos estão sendo devidamente cumpridos, dentro das recomendações das normas aplicáveis: caso contrário, ele tem obrigação de emitir um laudo de não conformidade. Enquanto isso, o inspetor de segundo nível tem sua qualificação válida apenas para as normas em que se qualificou, tendo a responsabilidade de atestar se os procedimentos estão

dentro das recomendações das normas aplicáveis, testemunhar os ensaios mecânicos requisitados, e qualificar os soldadores segundo as recomendações e testes exigidos.

Conforme a norma Petrobrás N-133 (2017), “não é permitida a soldagem sem a qualificação dos soldadores e dos procedimentos de soldagem requeridos conforme código de projeto.” Logo, os documentos de soldagem devem ser aprovados por profissionais certificados e qualificados de acordo com o Sistema Nacional de Qualificação e Certificação de Inspectores de Soldagem (SNQC – IS) conforme a ABNT 14842.

A qualificação dos procedimentos e dos profissionais envolvidos na soldagem é fundamental para a garantia da qualidade da soldagem. Este controle engloba diversas outras atividades, em geral divididas em várias etapas de controle, antes com as qualificações de procedimento e soldadores: análise de projetos, recebimento e controle de materiais, calibração e manutenção de equipamentos (durante a soldagem com o controle e inspeção dos materiais utilizados), preparação, montagem, ponteamto das juntas e a inspeção na execução da soldagem. Finalmente, após a soldagem, fazer inspeções não destrutivas com ensaios não destrutivos, por amostragem ou corpos de prova soldados junto com a peça (Marques, Modenesi e Bracarense, 2011).

De acordo com a ASME IX (2019), variáveis essenciais são aquelas que, se sofrerem alterações, afetam diretamente na qualidade do procedimento, exigindo a realização de uma nova qualificação, isto é, um novo registro de qualificação de procedimento de soldagem (RQPS), bem como todos os ensaios e testes previstos nesta norma. Dessa forma, conforme a tabela 2, de acordo com o QW-256, o projeto do chanfro não é considerado uma variável essencial para o procedimento de soldagem, ou seja, caso seja alterado o tipo do chanfro, as alterações não serão relevantes ao ponto de requerer uma requalificação.

Tabela 2: variáveis essenciais no processo de soldagem GTAW.

Adaptação da QW-256 da ASME IX				
Paragrafo	Variável	Essencial	Suplementar	Não Essencial
QW-402	.1	Projeto do chanfro		x
	.5	Cobre-junta		x
	.10	Abertura de raiz		x
	.11	elementos de restrição		x

Fonte: Adaptação da ASME IX (2019)

3.6 ENERGIA DE SOLDAGEM

Segundo a FBTS (2007), na soldagem a arco elétrico, “energia de soldagem é a razão entre a quantidade de energia dispendida na soldagem e a velocidade de avanço da poça de fusão”. A velocidade de soldagem corresponde ao comprimento da solda de cada passe pela unidade de tempo de arco aberto, e pode ser calculada de acordo com a equação 3.1.

$$E = f \times \frac{V \times I}{v} \quad (1)$$

onde:

E = energia de soldagem (Joule/milímetro)

f = eficiência de transmissão de calor (%)

V = tensão (Volt)

I = corrente (ampère)

v = velocidade de avanço

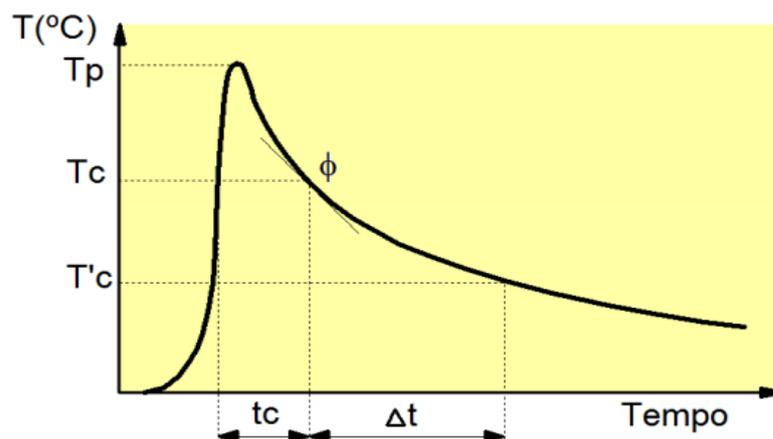
A eficiência do processo, ou rendimento térmico (η), é o percentual energético que não foi efetivamente transferido para a peça por perdas de calor para o ambiente. Nesse sentido, a quantificação da energia de soldagem deve ser realizada com cautela, pois os parâmetros de soldagem (corrente, tensão e velocidade de soldagem) podem variar e afetar a intensidade do arco e o rendimento térmico do processo. Portanto, mesmo utilizando o mesmo processo e energia de soldagem, é possível obter soldas de formatos completamente diferentes (Modenesi *et al*, 2012).

Mishchenko e Scotti (2018) consideram que o calor imposto (“heat input”) tem sido erroneamente utilizado como sinônimo de energia de soldagem. Isso porque o conceito de calor imposto é a quantidade de energia de soldagem que é, efetivamente, transferida ao metal de solda. Contudo, este é de complexa mensuração - normalmente, imprecisa - pois depende não só do processo, mas também dos parâmetros de soldagem, geometria e estado energético da peça. Adicionalmente, em experimentos práticos em soldagens no processo TIG, realizados por Donegá *et al.* (2016), o coeficiente de rendimento térmico médio mensurado foi 68,4%.

3.7 CICLO TÉRMICO E SOLIDIFICAÇÃO DA POÇA DE FUSÃO

O ciclo térmico é a variação de temperatura a que o material é submetido durante a soldagem em um determinado ponto. Os principais parâmetros avaliados são a temperatura de pico e as velocidades de resfriamento, podendo acarretar mudanças de fases microestruturais, assim como o tempo de permanência em altas temperaturas. Este tempo em temperaturas elevadas causa o crescimento desnecessário de grãos, o que, dependendo do material e da dissolução de precipitados, ocasiona em fragilizações na junta soldada. (Marques, Modenesi e Bracarense, 2007). A figura 4 representa um ciclo térmico em uma solda.

Figura 4: Representação esquemática do ciclo térmico em uma solda de passe único.



Fonte: Marques, Modenesi e Bracarense (2007)

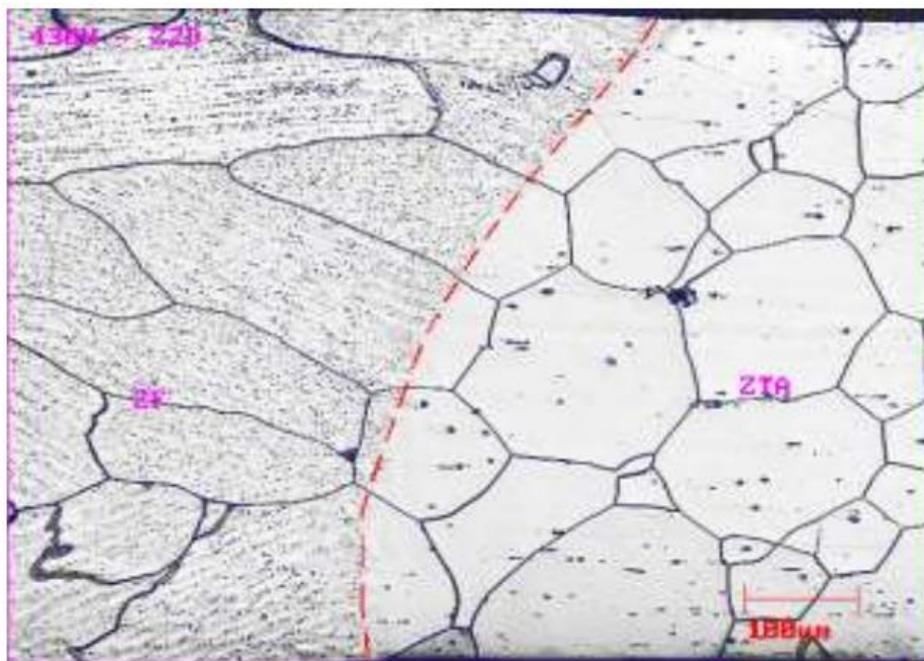
De acordo com Wainer, *et al.* (1992), a determinação dos ciclos térmicos permite a obtenção das linhas isotérmicas, formando um conjunto de pontos sólidos com a mesma temperatura em um dado instante. Ademais, a energia disponível e a velocidade da soldagem são as grandezas mais importantes no cálculo das

temperaturas, o que influi, portanto, diretamente nos ciclos térmicos na geometria resultante de distribuição das isotérmicas, nas direções de solidificação e, conseqüentemente, nas tensões internas.

As regiões adjacentes do metal de base a uma soldagem por fusão e sujeitas ao ciclo térmico são divididas em três regiões: Inicialmente, a Zona Fundida (ZF), caracterizada pela região submetida a temperaturas de pico acima do ponto de fusão. Logo após, a Zona Termicamente Afetada (ZTA), que se caracteriza como a região não fundida do metal de base que houve alteração microestrutural e/ou alterações nas propriedades mecânicas. Por fim, a última zona é o Metal de Base (MB), formado pelas regiões mais afastadas da solda que sofreram alterações. (Marques, Modenesi e Bracarense, 2007)

Durante a solidificação da poça de fusão com o metal de solda, é desenvolvido um prolongamento dos grãos da zona de ligação, adotando a mesma orientação cristalina. Este comportamento é denominado epitaxia, em que o contorno de grão excede a zona de ligação, assegurando a continuidade metálica ao nível da estrutura cristalina. Portanto o tamanho de grão da ZF depende diretamente da granulação da ZTA (FBTS, 2007). A figura 5 demonstra o efeito da epitaxia.

Figura 5: Crescimento epitaxial dos grãos onde o pontilhado é a fronteira entre a ZF e a ZTA.



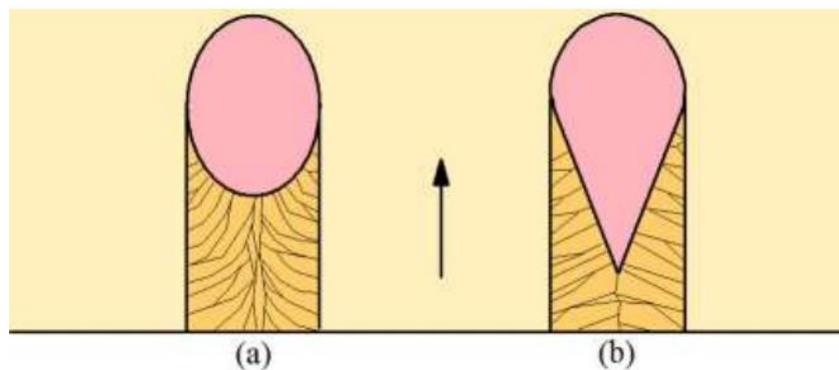
Fonte: Modenesi, Marques e Santos (2012).

Além do epitaxial, existe o crescimento competitivo dos grãos: assim, a zona fundida - além da granulação grosseira - tem uma estrutura orientada conforme a curvatura das isoterma e a velocidade da fonte de calor. Ou seja, a orientação da estrutura solidificada depende da relação entre velocidade de soldagem e velocidade de solidificação (FBTS, 2007). Dessa forma, a direção de solidificação da poça de fusão envolve os crescimentos epitaxial e o competitivo dos grãos, e esses fenômenos determinam se a estrutura final da solda será grosseira ou refinada (Wainer *et al.* 2004).

Conforme descrito por Modenesi, *et al.* (2012), pode-se concluir que o formato da poça de fusão influencia diretamente a estrutura de solidificação da zona fundida, devido a alteração do direcionamento dos grãos, interações de solidificação e, por consequência, a direção e níveis de tensões internas.

Para processos mecanizados, existem dois formatos básicos: a poça elíptica, caracterizada por baixas velocidades de soldagem, e a poça de fusão em gota, ocorrendo para maiores velocidades de soldagem como demonstrado na figura 6.

Figura 6: Formatos de poça de fusão em elipse (a) e em gota (b)



Fonte: Modenesi, Marques e Santos (2012).

Muitos investigadores têm realizado esforços consideráveis para desenvolver abordagens empíricas e analíticas, com o intuito de uma melhor compreensão das respostas térmicas e mecânicas dos cordões de soldadura. Embora tenham sido obtidos alguns bons resultados, é difícil implementar abordagens empíricas e analíticas para previsão das respostas térmicas e mecânicas dos cordões de solda em estruturas soldadas reais, devido às severas limitações da complexidade da

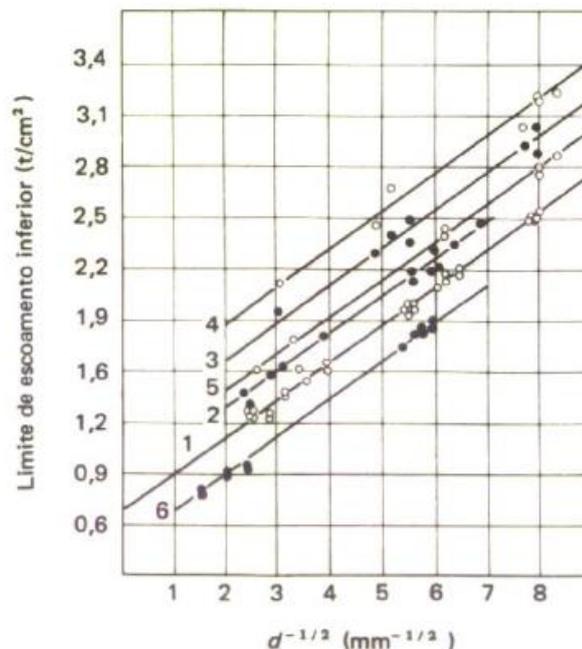
geometria dos cordões e simplificações consideradas para a derivação das equações utilizadas (Bae, et al. 2002).

3.8 CONTORNOS DE GRÃOS

Materiais policristalinos são formados por monocristais - também chamados de grãos - com diferentes orientações cristalográficas, e suas fronteiras são chamadas de contornos de grãos. No interior do grão, todos os átomos possuem um único arranjo caracterizado pela célula unitária da microestrutura. Enquanto isso, os contornos que acomodam diferentes orientações cristalográficas possuem, localmente, energia mais elevada, e são regiões propícias a difusão e nucleação de novas fases (segregação) (Callister, 2020).

Em elevada temperatura, os grãos na ZF e na ZTA tendem a aumentar de tamanho mediante o tempo de exposição, devido aos contornos apresentarem uma elevada energia livre favorável ao crescimento. Desse modo, esse crescimento de grãos influencia significativamente as propriedades mecânicas da junta soldada. Baseados na fórmula de Hall-Petch, podemos afirmar que o grão crescido tem o limite de escoamento inferior ao do material (ver figura 7).

Figura 7: Relação entre o tamanho do grão da ferrita e o limite de escoamento inferior.



Fonte: Okumura e Taniguchi, 2002.

Caso o aço seja submetido entre a metade e um terço da temperatura de fusão por determinado tempo, poderá ocorrer o fenômeno chamado recristalização, que alivia as tensões internas devido às movimentações e rearranjo das discordâncias. Nestas condições, os grãos tensionados se tornam novamente equiaxiais, reduzindo, ainda mais, a quantidade de discordâncias. Caso o tempo da exposição seja prolongado - mais do que o tempo necessário para o rearranjo das discordâncias - poderá ocorrer o crescimento desses novos grãos, o que torna o material mais fragilizado. (Chiaverinni, 1988).

3.9 TENSÕES RESIDUAIS

Segundo Macherauch & Kloos (1987), as tensões residuais têm origens variadas e podem ser divididas em três categorias: as de carregamento mecânico, causadas pelo gradiente de deformação plástica, devido à ação mecânica não uniforme as de transformações de fase, quando ocorre variação heterogênea de volume causada por mudanças de fases, e, por fim, as de efeitos térmicos, decorrentes de deformação plástica durante o aquecimento ou resfriamento não uniforme. As tensões residuais ainda podem ser ocasionadas por diversas solicitações, como também atuar de forma combinada.

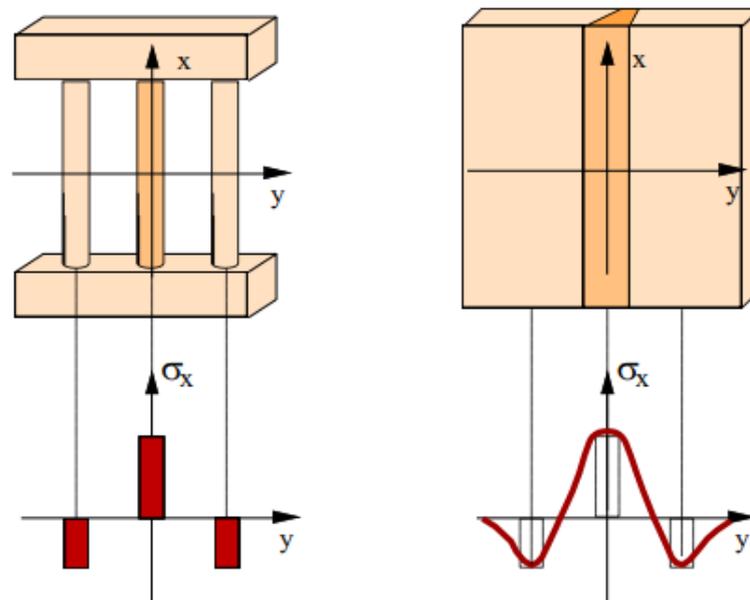
Os efeitos do ciclo térmico de soldagem a arco, caracterizado pelo aquecimento localizado provocado à fusão da junta, produzem um elevado gradiente térmico que tem como consequência um elevado gradiente de deformação. Este gradiente de deformação é justificado pela dilatação da região mais afetada pelo calor e pela restrição nas regiões adjacentes de menores temperaturas, o que resulta na formação de deformações plásticas e elásticas concentradas nas regiões mais aquecidas. Devido às deformações plásticas, ao final do processo de soldagem, surgem as Tensões Residuais, permanecendo na junta soldada após o resfriamento e, ainda, tendendo a causar distorções na peça (Marques, Modenesi e Bracarense, 2007)

Conforme o Welding Handbook AWS (1994), as tensões residuais de soldagem são tensões existentes sem atuação de forças ou momentos externos, oriundas do processo de soldagem e do resfriamento subsequente. Nesse sentido, causam-se deformações temporárias, locais e heterogêneas, em escalas macroscópica e microscópica do metal de solda, ZTA e MB.

As tensões residuais de soldagem são oriundas da existência de regiões menos aquecidas do material durante o ciclo térmico, o que causa restrição à dilatação e contração da região aquecida, onde são geradas tensões trativas ou compressivas, tanto na região aquecida, atuando como geradora, quanto nas regiões menos aquecidas causando restrições (Scotti, 2014).

Modenesi et al. (2017) compara as tensões residuais de uma junta de topo com a analogia das três barras, sendo a barra do centro aquecida até ser submetida a uma deformação plástica. Posteriormente, ao resfriar e contrair, causará tensões de compressão nas barras laterais. Por fim, as duas somadas devem equilibrar a tensão de tração da barra central, assim como no eixo transversal (y) de uma solda de topo, conforme figura 8.

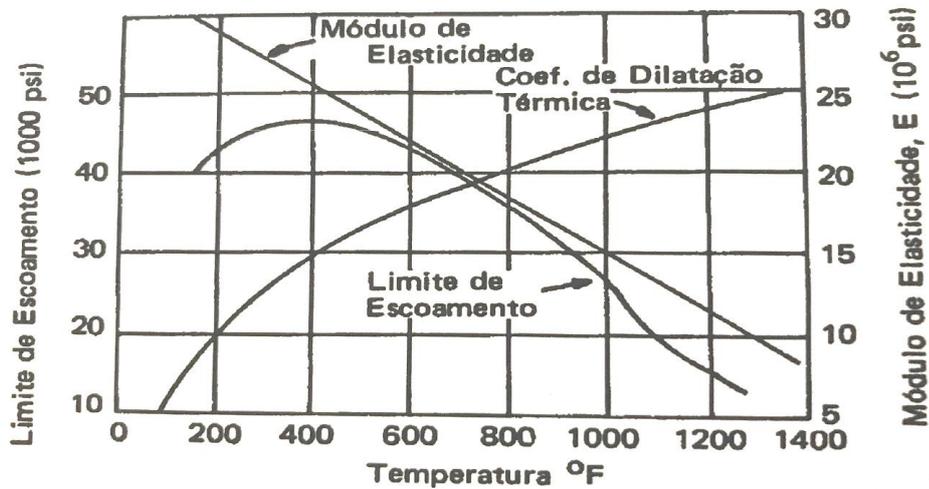
Figura 8. Comparação entre as tensões residuais desenvolvidas na montagem de três barras (a) e as tensões residuais longitudinais formadas ao longo da direção transversal (y) a uma solda de topo (b).



Fonte: Modenesi, Marques e Santos (2017).

O aumento da temperatura promove efeitos nas propriedades dos aços, tais como o decréscimo no limite de escoamento, no módulo de elasticidade e na condutividade térmica, enquanto o coeficiente de dilatação térmica é amplificado (figura 9). Estas variações afetam o escoamento e a uniformidade de distribuição de calor, tornando difícil o cálculo preciso das tensões de deformações (FBTS, 2007).

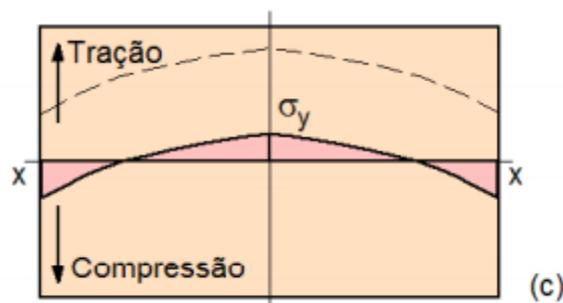
Figura 9: Variação das propriedades do aço carbono com a temperatura



Fonte: FBTS (2007).

As tensões residuais em uma soldagem isolada possuem tendência conforme linhas contínuas da figura 10, onde o eixo x-x é o eixo longitudinal da soldagem. A linha tracejada caracteriza uma soldagem de uma estrutura, incluindo restrições e outras soldas, onde as tensões de origem térmicas se somam às tensões de reação. (Modenesi, *et al.* 2012).

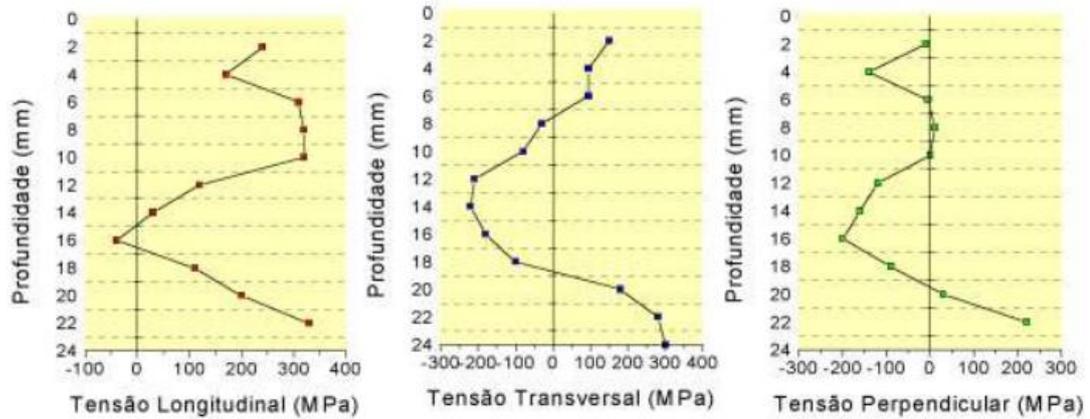
Figura 10: Distribuições típicas de tensões residuais transversais em uma solda de topo.



Fonte: Modenesi, Marques e Santos (2012).

De acordo com Gunnert (1958), quando o componente soldado apresenta uma grande espessura (superior a cerca de 25 mm), as tensões residuais nesta direção (z) e a variação das tensões - em outras direções com a espessura - podem se tornar significativas. A figura 11 ilustra a distribuição das tensões \hat{x} , \hat{y} e \hat{z} ao longo da espessura de uma solda, de 25 mm de espessura, de aço carbono depositada com o processo ER.

Figura 11: Distribuição das tensões ao longo da espessura de uma solda.



Fonte: Modenesi, Marques e Santos (2012).

O projeto do chanfro empregado influencia consideravelmente na restrição imposta à junta, bem como no fluxo de calor durante o resfriamento de cada cordão de solda, afetando o nível e a distribuição das tensões residuais em um componente soldado (Welding Handbook AWS, 1994).

A combinação de tensões residuais (geralmente geradas pela soldagem ou conformação a frio) ou aplicadas a meios corrosivos pode acarretar um material projetado com característica normalmente dúctil vir a falhar de maneira frágil. Esse fenômeno é conhecido como corrosão sob tensão fraturante, em que, normalmente, não se observa redução de massa ou integridade do material até a ocorrência da fratura. Nesse sentido, o mecanismo se inicia com a nucleação da trinca associada a corrosão e formação de pites, enquanto a propagação pode ser acelerada devido à concentração de tensões em frente a trinca e promove escoamento do material. (Gentil, 2011)

De acordo com Okumura e Tanigsugi (2002), na condição de estado de plano de tensões, a distribuição das tensões residuais longitudinais e transversais em uma solda de topo pode ser aproximada empiricamente, conforme as equações 3.2 e 3.3.

$$\sigma_x = -\frac{E}{1-\nu^2} (\varepsilon_x + \nu\varepsilon_y) \quad (2)$$

$$\sigma_y = -\frac{E}{1-\nu^2} (\varepsilon_y + \nu\varepsilon_x) \quad (3)$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (4)$$

Onde:

σ_x = Tensão residual longitudinal [Pa];

σ_y = Tensão residual transversal [Pa];

E = Módulo de elasticidade [Pa];

ε_x = Deformação longitudinal a direção de soldagem;

ε_y = Deformação transversal a direção de soldagem;

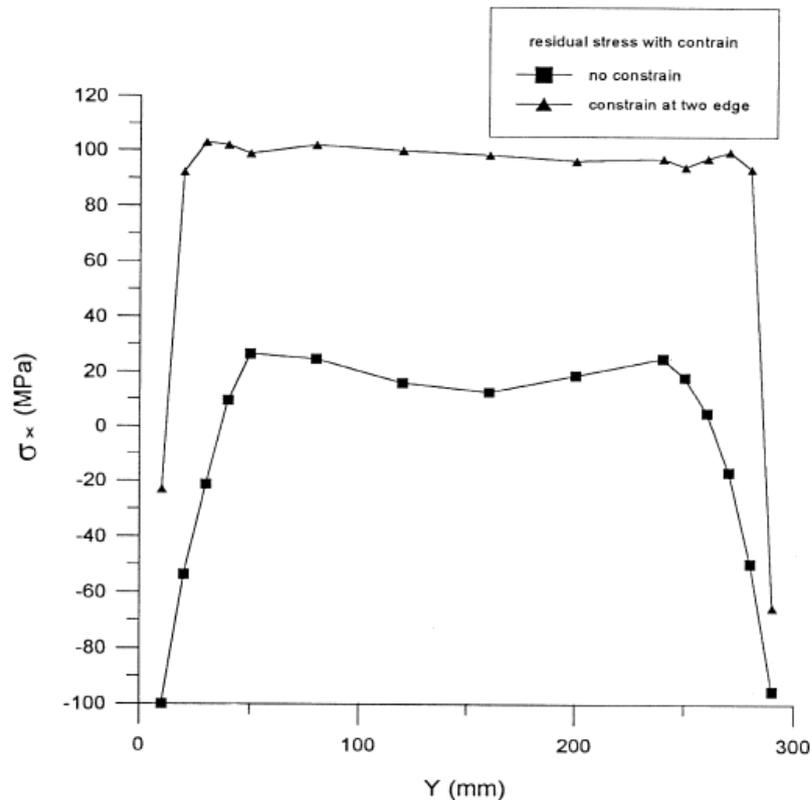
ν = Coeficiente de Poisson.

ΔL = Deslocamento dos pontos [mm];

L_0 = Comprimento do corpo de prova [mm];

De acordo com Teng e Lin (1998), o efeito da restrição lateral nas tensões residuais transversais, em juntas de topo em aço carbono, é relacionado a um expressivo aumento destas tensões, mediante à restrição da chapa de teste, como mostra a Figura 12.

Figura 12: Distribuição de tensões residuais transversais em função da restrição da chapa de teste.



Fonte: Teng e Lin (1998).

Segundo Macherauch e Kloos (1987), as tensões residuais são tensões auto equilibradas existentes nos materiais na ausência de esforços externos, deslocamentos ou gradientes de temperatura. A previsão das tensões residuais nos processos de soldagem, através de modelos analíticos e numéricos, ainda é imprecisa devido à grande quantidade de variáveis, além da inexistência de valores de propriedades termofísicas e mecânicas de diferentes aços em função da temperatura. Devido à ausência destes dados, os métodos experimentais tornaram-se uma ferramenta imprescindível para os estudos das tensões residuais, assim como na soldagem de tubulações, conforme experimentos realizados em Antonino *et al* (2014).

3.10 TRATAMENTOS TÉRMICO PARA ALÍVIO DE TENSÕES (TTAT)

Inicialmente, tensões residuais internas podem se desenvolver em processos de deformações plásticas, resfriamento não uniforme ou transformações de fases induzidas por um resfriamento onde a fase original e o produto apresentam massas específicas distintas, de acordo com Callister (2002). Desse modo, estas tensões podem ser eliminadas através de um tratamento térmico para alívio de tensões, onde

a peça a ser tratada é aquecida uniformemente até uma temperatura estabelecida (inferior à temperatura de recristalização), mantida nessa temperatura por tempo suficiente e, finalmente, resfriada controladamente.

O tratamento térmico para alívio de tensões consiste não só no aquecimento uniforme da peça abaixo da temperatura crítica (evitar a recristalização), mas também na manutenção desta temperatura por determinado tempo, de maneira que o limite de escoamento reduza a valores inferiores às TR, provocando deformações plásticas locais. Nesse sentido, o TTAT deve ser seguido de um resfriamento uniforme e controlado, para impedir introdução de novas tensões ou transformações microestruturais. Por fim, o TTAT se torna bastante relevante em ocasiões em que se faz necessário sua execução por mais de uma vez, haja vista que pode reduzir a tenacidade do metal de base. (FBTS, 2007)

3.11 MÉTODO DPC

A tecnologia de medição de tensões residuais pelo método de Deslocamento de Pontos Coordenados (DPC), desenvolvido pelo grupo de Desenvolvimento de Novos Materiais Metálicos da UFPE, leva como principal vantagem o baixo custo envolvido no mecanismo de medição e facilidade operacional.

A metodologia de Deslocamento de Ponto Coordenado (DPC) utilizada neste estudo, conforme mostrado em Siqueira et al. (2013), demonstra resultados dentro da margem de erro do ensaio por difração de raio X. Ademais, o método possui fácil aplicação e bons resultados como demonstrado em Melo *et al.* (2017), sendo, também, sensível aos efeitos da anisotropia, conforme experimentos de Sugahara et al, (2018). Em trabalhos recentes, como em Pereira et al. (2020), o método é aplicável, utilizando soldagens multipasses em chapas de maior espessura.

O método consiste na marcação superficial de pontos na ZTA, paralelamente ao cordão de solda. Em seguida, as marcações são mapeadas (em x e y) numa máquina de medição por coordenadas, antes e após os tratamentos térmicos para alívio de tensão, em temperaturas próximas à recristalização. Depois de conhecidos os deslocamentos dos pontos (Δx e Δy), são calculadas das deformações específicas (ϵ_x e ϵ_y) para cálculo das tensões residuais (Siqueira Filho *et al.*, 2013).

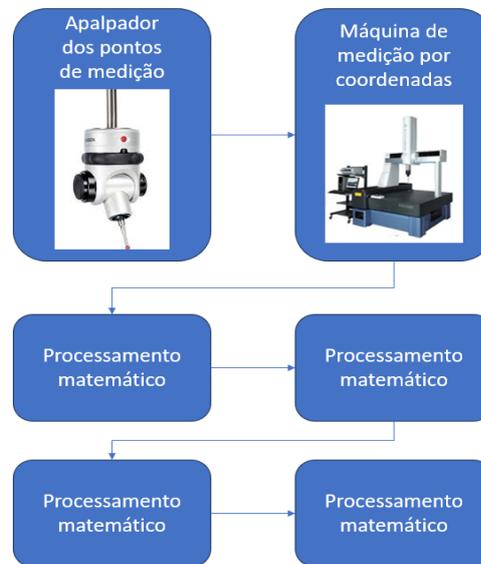
3.12 MÁQUINA DE MEDIÇÃO POR COORDENADAS (MMC)

A primeira máquina de medição com o conceito de MMC foi desenvolvida em 1956. Desde então, com a ampliação da demanda do controle de qualidade e padronização do mercado, vem sendo desenvolvidas melhorias como apalpador piezoelétrico com uma maior precisão, scanning contínuo, laser ou medição óptica (Hocken e Pereira, 2012).

O controle do mecanismo de uma MMC pode ser realizado por Comando Numérico Computadorizado (CNC), Controladores Lógicos Programáveis (CLP), ou por microcontroladores, assim como um sistema supervisório, responsável pelo processamento dos dados: incluindo interface ao operador e manipulação dos dados aplicado ao monitoramento de controle de processos em tempo real (BOYER, 2004).

Segundo Rolim (2003), esta metodologia consiste em um conjunto de técnicas, que têm por objetivo estabelecer parâmetros dimensionais através de coordenadas (x_i, y_i, z_i) de pontos sobre a superfície de uma peça e processar esses parâmetros matematicamente. Nesse sentido, a máquina de medição por coordenadas opera um conjunto de sistemas integrados, realizando a materialização de um sistema tridimensional de coordenadas cartesianas. Por fim, os eixos do sistema cartesiano são compostos tanto por sistema de guias com mancais aerostáticos e escalas optoeletrônicas, quanto por um sistema a laser, ao determinar as coordenadas com um cabeçote apalpador, montado para funcionamento em um dos eixos coordenados, conforme observado na figura 13.

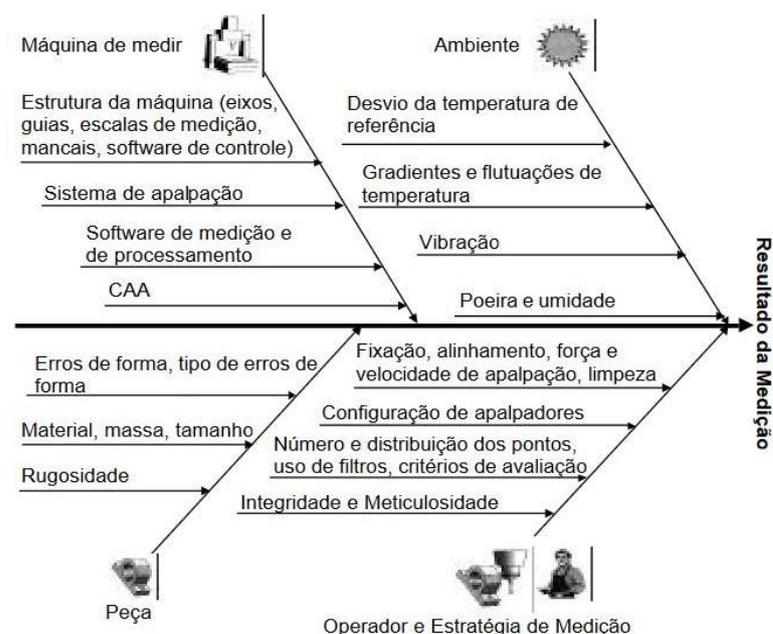
Figura 13: Representação do princípio da medição por coordenadas



Fonte: adaptação de Rolim (2003).

Segundo Oliveira et al. (2003), alguns fatores podem exercer influência nos resultados obtidos pelo processo de medição por coordenadas. De modo geral, esses fatores podem ser advindos da mesa de coordenadas, da peça do ambiente e do operador e procedimento de medição, sendo subdivididos conforme adaptação em figura 14.

Figura 14: Fatores de influência na incerteza de medição por coordenadas



Fonte: adaptação de Oliveira et al., 2003

4. MATERIAIS E MÉTODOS

Este capítulo é destinado à apresentação dos materiais e suas características químicas e mecânicas, bem como os equipamentos com suas devidas especificações, os materiais envolvidos e a metodologia utilizada nos procedimentos de soldagem. Além disso, a abordagem do tratamento térmico para alívio de tensões e a técnica DPC para quantificação das tensões residuais presentes nos corpos de prova, utilizando diferentes sequência de passes de acabamento, bem como projetos de juntas distintos.

4.1 METAL DE BASE

O metal de base utilizado neste estudo foi o aço ASTM 131 gr. AH36, sendo um aço de alta resistência e baixa liga, de ampla aplicação na indústria naval, onde o grau determina as condições do material e sua fabricação, composição química e requisitos mecânicos.

A chapa foi submetida à análise química por espectrometria óptica, a fim de comprovar rastreabilidade, enquadramento do material em normas de especificação, por um laboratório, acreditada segundo INMETRO, ver figura 15.

Figura 15: Laudo de ensaio por espectrometria óptica para análise química da chapa.

	C % (Coal)	Si % (Silicon)	Mn % (Manganese)	P % (Phosphorous)	S % (Sulfur)	Cr % (Chromium)
Resultados Results	0,10	0,283	1,06	0,036	0,020	ND
	Ni % (Nickel)	Mo % (Molybdenum)	Cu % (Copper)	Al % (Aluminium)	V % (Vanadium)	Nb % (Niobium)
Resultados Results	0,013	0,004	0,166	0,024	0,037	0,036
	Ti % (Titanium)	Pb % (Lead)	Sn % (Tin)	Co % (Cobalt)	As % (Arsenic)	B % (Boron)
Resultados Results	0,015	0,001	0,001	0,003	0,003	0,0004
	Fe % (Iron)					
Resultados Results	BASE					

Fonte: O Autor.

De acordo com a especificação ASTM 131 (2019), a composição química do material (Tabela 3) se enquadra em todos os elementos químicos do grau AH36, inclusive em relação ao Vanádio, que, conforme o item 7.2.2 da especificação, indica-se que nos casos de utilização de combinações de alumínio e vanádio, se estabeleça uma quantidade mínima do V de 0,03%.

Tabela 3: Requerimentos químicos e mecânicos do ASTM A 131 AH 36

Composição química do AH36 segundo ASTM (% em peso)						
C	Mn	Si	P	S	Al	Nb
0,18 máx	0,9 a 1,6	0,1 a 0,5	0,035 máx	0,035 máx	0,015 máx	0,02 a 0,05
V	Ti	Cu	Cr	Ni	Mo	
0,05 a 0,10	0,02 máx	0,35 máx	0,2 máx	0,4 máx	0,08 máx	
Características mecânicas do AH36 segundo ASTM						
Limite de resistência (MPa)						490 a 620
Limite de escoamento (Mpa)						355
Elongamento mín (% para 200 mm)						19
Elongamento mín (% para 50 min)						22

Fonte: Adaptado de ASTM 131 (2019).

A espessura utilizada do metal de base foi de 12,7 mm. Buscando um estudo de caso com soldagem multipasse, em experimentos de Sattari-Far (2009), fez-se a comparação entre as tensões residuais mensuradas no processo TIG, em chapa de 6 e 10 mm, e notou-se que últimas são consideravelmente mais afetadas pelas TR.

Os corpos de prova foram cortados em serra de fita com as dimensões de 225 mm x 70 mm x 12,7 mm. Enquanto isso, os chanfros foram tanto usinados com ângulo de 50° em formato curvo de “J”, quanto em formato reto, posteriormente montados em pares. Dessa forma, foram montados 6 corpos de provas, sendo quatro com chanfro tipo V, e dois com chanfros em U com uma abertura de raiz de 4 mm conforme figura 16 e 17.

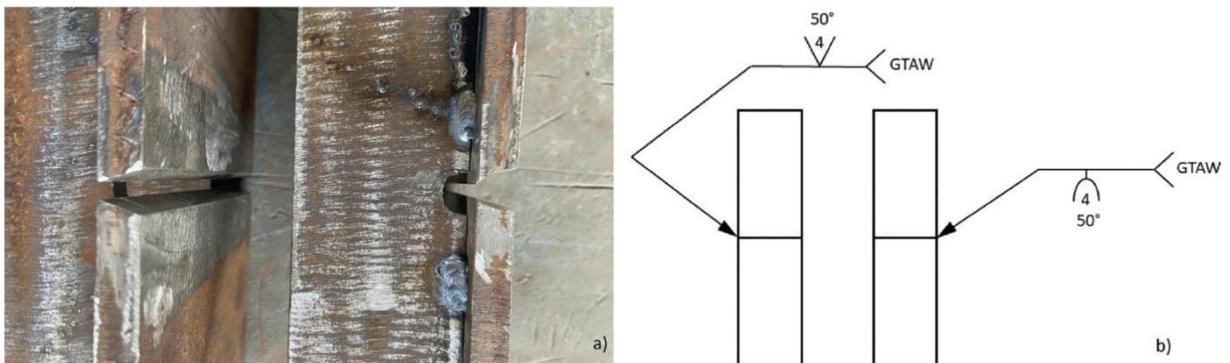
Em sequência, as juntas foram ponteadas e soldadas à chapas auxiliares de montagem de 12,7 mm de espessura, uma vez que se visou restringir e controlar as deformações e a expansão térmica da região, perto da zona de solda, embora pudessem provocar a flexão das chapas de montagem (MONIN *et al.*, 2009).

Figura 16. Montagem dos corpos de prova a) raiz b) face.



Fonte: O Autor.

Figura 17. Detalhe da usinagem do chanfro em “V” e em “U” e simbologia do projeto da junta.



Fonte: O Autor.

4.2 CONSUMÍVEIS

Os consumíveis de soldagem utilizados nesta pesquisa são homologados pela Fundação Brasileira de Tecnologia da Soldagem (FBTS, 2024).

O metal de adição utilizado na soldagem - empregado em conformidade com especificação AWS SFA 5.18 - agrupa as varetas e arames sólidos em aço carbono de classificação ER-70S-6 e diâmetro de 3,25 mm, conforme a especificação de procedimento de soldagem qualificada e utilizada. Ademais, a escolha do metal de adição advém de suas características em produzir o metal de solda com resistência mínima de 70 ksi, ou seja, 485 Mpa. O fabricante e o consumível são homologados

pela Fundação Brasileira de Tecnologia da Soldagem (FBTS), armazenados em conformidade com as recomendações da norma Petrobrás N-133 (2017).

Por fim, o gás de proteção utilizado foi o argônio puro com vazão de 19 L/min, por ser um gás inerte puro que não reage com a poça de fusão, tornando o processo mais controlado. Observa-se na figura 18 o uso do fluxômetro para medição do fluxo de ar utilizado.

Figura 18: Medição do fluxo de argônio.



Fonte: O Autor.

4.3 PROCEDIMENTO DE SOLDAGEM

As soldagens foram realizadas em rede trifásica 380V com a fonte retificadora de soldagem, previamente calibradas, de tensão em vazio 80 V e corrente máxima de 280 A, conforme figura 19.

Figura 19: Fonte retificadora para soldagem TIG.



Fonte Miller (2023).

O pré-aquecimento foi realizado em temperatura ambiente, aproximadamente 34 °C. Em sequência, a limpeza foi realizada com escova rotativa trançada em todo o chanfro e pelo menos 25,4 mm da região próxima ao chanfro, minutos antes do início da soldagem, com o metal brilhante e em conformidade com a N-133 (2017).

Inicialmente, as juntas foram ponteadas e soldadas às chapas auxiliares de montagem de 12,7 mm de espessura para restringir as deformações. Ademais, os parâmetros de soldagem de ambos os processos foram extraídos de EPS previamente qualificada. Além disso, foram inspecionados e registrados os parâmetros de cada passe por profissional qualificado, segundo o sistema nacional de qualificação e certificação (SNQC), para determinação dos parâmetros realizados em cada corpo de prova. A velocidade da soldagem foi medida através da razão entre o comprimento médio dos passes pelo tempo médio de suas execuções.

As soldagens foram realizadas conforme os procedimentos de soldagem qualificados conforme a norma AWS D1.1 (2010) e recomendações Petrobrás N-133 (2017), e executadas por apenas um soldador qualificado nas mesmas condições, equipamentos e posição plana (1G) segundo a ASME IX (2017).

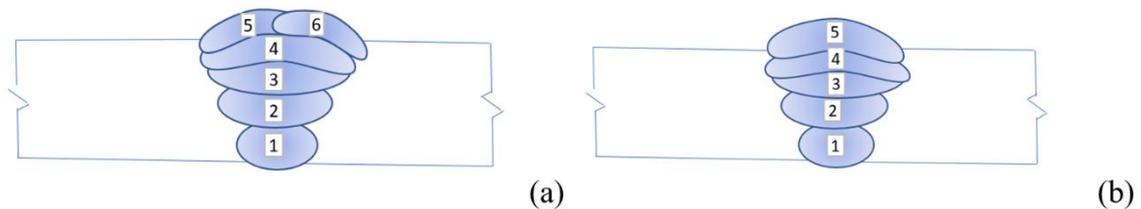
Figura 20: Execução da soldagem por soldador qualificado.



Fonte: O autor.

Os corpos de prova foram divididos em pares: os dois primeiros identificados como V1 e V2 com chanfro em “V” e outros dois, U1 e U2, com chanfro em “U” soldado com acabamento passe duplo (ver figura 21 e 22). Adicionalmente, foram soldados dois corpos de prova com chanfro em “V”, porém, executando uma sequência de soldagem com acabamento de passe único, que foram identificados como T1 e T2.

Figura 21: (a) Sequência de soldagem acabamento passe duplo. (b) sequência de soldagem com acabamento passe único.



Fonte: O Autor.

Figura 22: Execução do passe de raiz e reforço da raiz.



Fonte: O Autor.

Os parâmetros de soldagem foram mensurados e registrados durante o processo por profissional qualificado segundo a ABNT NBR 14842 (2003), a fim de obter uma melhor confiabilidade nas medições e, por conseguinte, nos resultados. A figura 23 mostra algumas medições verificadas de tensão e corrente, assim como medida do tempo de cada cordão para mensurar a velocidade média de soldagem.

Figura 23: Registros de obtenção de parâmetros durante acompanhamento de soldagem.



Fonte O Autor.

Todos os passes foram dados na mesma direção, com paradas o mais breves possível, desde o passe de raiz, até o acabamento para uniformizar o tempo de paradas entre os corpos de prova. Após cada passe, atestou-se a temperatura de interpasse na ZTA, e, ao final da soldagem, foi verificada a maior temperatura na ZTA, 5 segundos após o fechamento do arco e registrado com fotos, conforme figura 24.

Figura 24: Registros de obtenção de parâmetros durante acompanhamento de soldagem.



Fonte O Autor.

Os corpos de prova foram finalizados e possuíram excelente acabamento, sendo todos aprovados no ensaio visual de soldagem, sem nenhuma descontinuidade aparente, demonstrados na figura 25.

Figura 25: Corpos de prova V1 e U1 soldados.



Fonte O Autor.

4.4 ENERGIA DE SOLDAGEM

Através de dados obtidos durante o acompanhamento das soldagens, foi calculada a energia de soldagem de cada corpo de prova, ao utilizar o coeficiente de eficiência térmica média (η_T) de 68,4% para o processo TIG, segundo estudos de Donegá *et al.* (2016) e conforme equação abaixo, com resultados mostrados na tabela 4.

$$E = \eta_T \times \frac{V \times I}{v} \quad (4)$$

Tabela 4: Cálculo da energia de soldagem média.

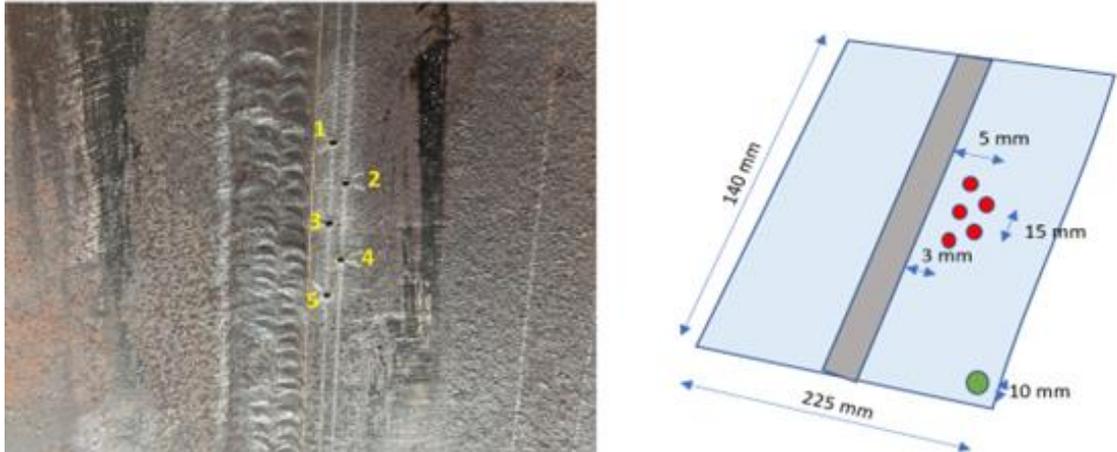
Parâmetros (média)	V1	V2	U1	U2	T1	T2
Tensão (V)	12,57	12,27	12,53	12,35	12,26	12,34
Corrente (I)	91,57	92,46	82,48	89,3	103,06	97,94
Velocidade de Soldagem (v) [mm/min]	59,64	72,56	66,72	63,72	55,97	59,61
Energia de Soldagem (E) [KJ/mm]	14,02	11,80	13,15	12,81	16,03	14,96
Temperatura pós soldagem na ZTA [°C]	247	254	286	272	287	278

Fonte: O Autor.

4.5 MARCAÇÃO E FURAÇÃO DOS PONTOS E MEDIÇÃO POR COORDENADAS

Cada corpo de prova recebeu cinco puncionamentos centralizados em relação ao eixo da soldagem, para marcação de furações na ZTA, sendo três furos a 3 mm de afastamento da margem da solda afastados entre si em aproximadamente 15 mm, assim como dois furos, intercalando os anteriores, a 5 mm de afastamento da mesma conforme esquema da figura 26, numerados em ordem crescente com relação a direção da soldagem.

Figura 26: Posicionamento e nomeação das furações.



Fonte: O Autor.

A usinagem dos corpos de provas, chapas de restrição e chanfros foram realizadas com apoio do SENAI do Cabo de Sto Agostinho – PE, enquanto a usinagem dos furos foi executada com apoio do INTM/UFPE, em uma máquina com comandos numéricos computadorizados (CNC), com broca de centro de diâmetro 2,0 mm a uma profundidade de 2 mm no metal de base. Na mesma chapa com as furações de medições, foi executado um furo referencial com diâmetro 10 mm, sendo seu centro a origem das medições cartesianas (ponto 0,0).

As coordenadas X e Y dos centros dos furos em relação à origem foram mensuradas com apoio do SENAI Ipojuca – PE, utilizando uma Máquina de Medição por Coordenadas (MMC) de controle numérico computadorizado com resolução de 0,0005 mm. A figura 27 mostra a utilização da MMC.

Figura 27: Medição das furações por coordenadas.



Fonte: O Autor.

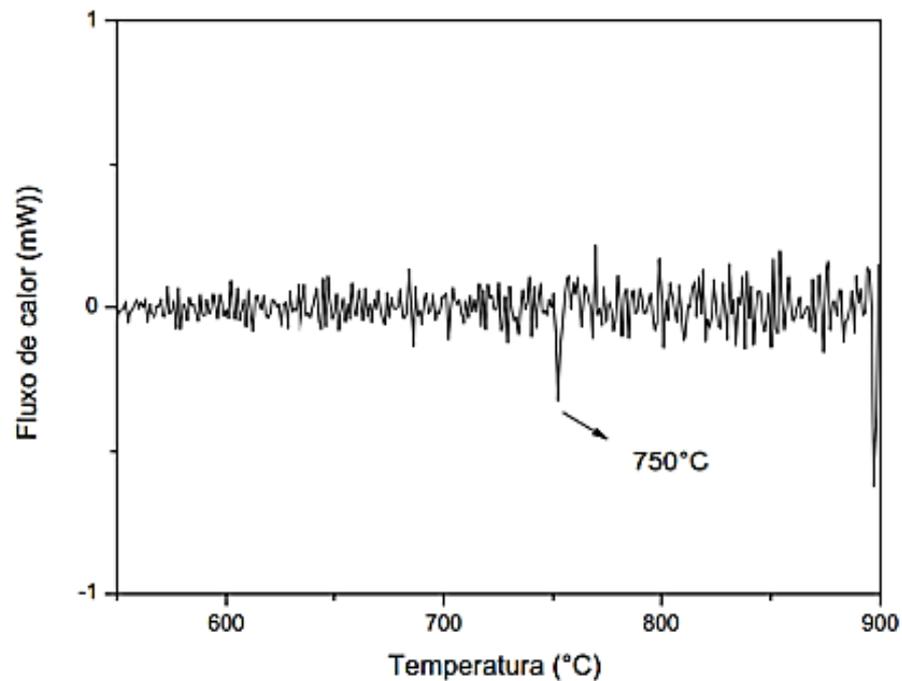
4.6 TRATAMENTO TÉRMICO PARA ALÍVIO DE TENSÕES

Utilizando um forno Mufla JUNG LF2312 (fig. 28), foi realizado o tratamento térmico para alívio de tensões no laboratório de tratamentos térmicos da UFPE, onde, primeiramente, foi esperada a estabilização da temperatura interna do forno para o início do tratamento.

Figura 28: Forno Mufla JUNG LF2312

Fonte: O Autor.

A temperatura de patamar utilizada foi 680°C (10% abaixo da temperatura de recristalização, ver fig. 29 como sugerido em Gonçalves (2015)), durante 60 minutos. Após o tratamento, o resfriamento foi em temperatura ambiente de 28 °C.

Figura 29: Análise térmica dinâmica do aço ASTM A131 grau AH36.

Fonte: Gonçalves (2015).

Figura 30: Corpos de prova após o tratamento térmico para alívio de tensões.



Fonte: O Autor.

4.2.7 CÁLCULO DAS TENSÕES RESIDUAIS

Após o tratamento térmico, foram realizadas novas medições das coordenadas (X,Y) dos furos, para determinação dos deslocamentos produzidos pelo tratamento térmico. A partir da extensão dos deslocamentos dos furos, foram calculadas as tensões residuais, utilizando os valores de módulo de elasticidade 207 GPa e coeficiente de Poisson 0,3, conforme Callister (2020), através das equações:

$$\sigma_x = -\frac{E}{1-\nu^2} (\varepsilon_x + \nu\varepsilon_y) \quad (5)$$

$$\sigma_x = -\frac{E}{1-\nu^2} (\varepsilon_x + \nu\varepsilon_y) \quad (6)$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (7)$$

Onde:

σ_x = Tensão residual longitudinal (paralela ao eixo de soldagem) [Pa];

σ_y = Tensão residual transversal (perpendicular ao eixo de soldagem) [Pa];

E = Módulo de elasticidade [Pa];

ε_x = Deformação longitudinal a direção de soldagem;

ε_y = Deformação transversal a direção de soldagem;

ν = Coeficiente de Poisson.

ΔL = Deslocamento dos pontos [mm];

L_0 = Comprimento útil do cordão de solda [mm];

O cálculo das tensões residuais em diferentes pontos da junta foi baseado nos deslocamentos dos centros furos (DPC), antes e após tratamento térmico. Por fim, com finalidade de redução dos erros aleatórios, neste trabalho foram utilizados 20 pontos de medição, nas margens de cada furo, para determinação dos centros.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

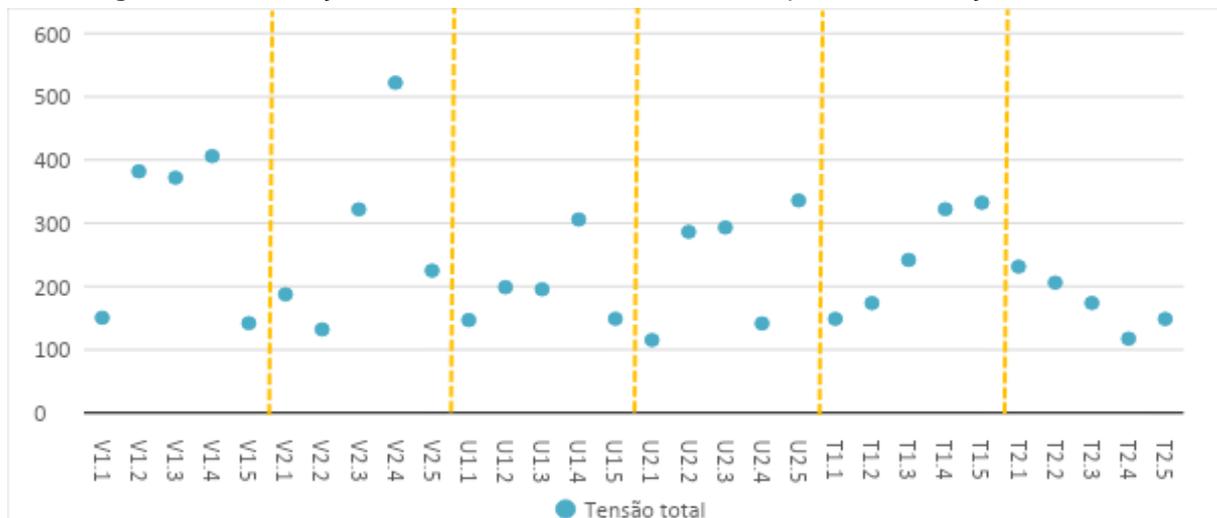
Erros aleatórios de medições são principalmente devido a imprecisão da usinagem. Utilizando médias das medições, foram obtidos os seguintes resultados de tensão residual em cada ponto de medição, mostrados na tabela 5 e representados no gráfico de dispersões na figura 31.

Tabela 5: Módulo de tensões residuais médias obtida em cada ponto.

CP	Tensão (Mpa)										
V1.1	150,46	V2.1	187,39	U1.1	146,75	U2.1	115,24	T1.1	148,65	T2.1	231,23
V1.2	381,84	V2.2	132,01	U1.2	198,64	U2.2	286,29	T1.2	173,57	T2.2	205,93
V1.3	371,86	V2.3	321,81	U1.3	195,47	U2.3	293,13	T1.3	241,78	T2.3	173,70
V1.4	405,98	V2.4	521,97	U1.4	305,71	U2.4	141,40	T1.4	322,13	T2.4	117,33
V1.5	141,89	V2.5	224,91	U1.5	148,80	U2.5	335,93	T1.5	332,27	T2.5	148,45

Fonte: O Autor.

Figura 31: Distribuição de tensões modulares obtidas nos pontos de medições em MPa.



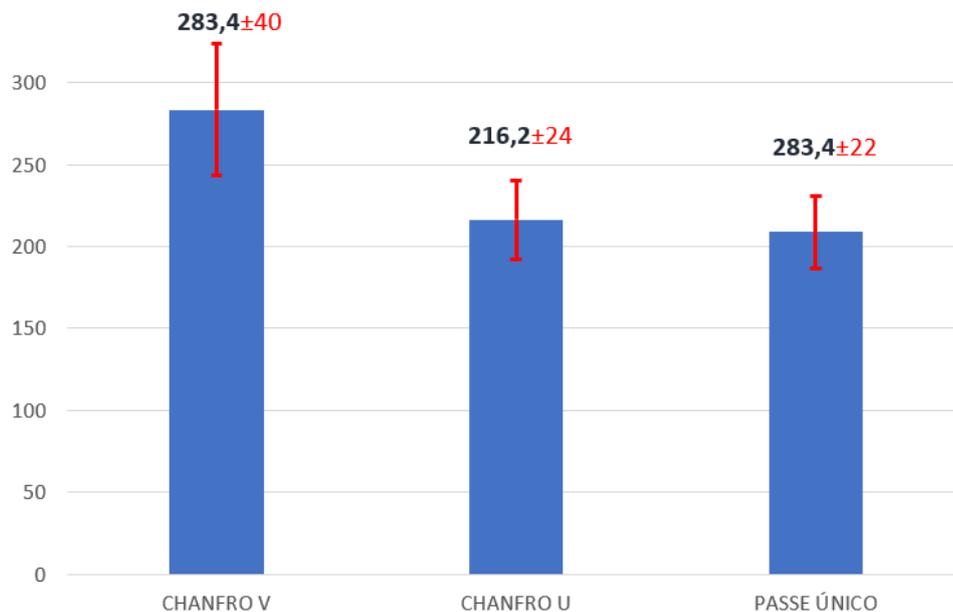
Fonte: O Autor.

A princípio, foi observada uma tendência de crescimento das tensões na sequência dos pontos em relação ao centro da chapa (pontos 2, 3 e 4). Segundo Marques, et al. (2017), em soldagem de chapas espessas em juntas de topo, com restrição de movimento, as tensões de reação tendem a ser somadas às tensões de origem térmica. Isso resulta em maiores valores de tensões residuais transversais em relação às longitudinais, com o pico de tensão localizado ao centro da chapa.

Conforme estudos de Gunnert (1958), foi verificado que as tensões residuais na superfície de chapas soldadas com restrições de movimento e elevada espessura atingindo níveis de tensões próximos ao limite de escoamento do material. No presente estudo, com chapas de espessura de 12,7 mm em restrição à contração transversal, foram obtidos altos níveis de tensões residuais superficiais nos pontos de medição mais centralizados. Assim como em estudos realizados por Gunnert (1958), Teng et al. (2002), quanto nos realizados por Mishchenko e Scotti (2018).

Assim como previsto por Okumura e Tanigusgi (2002), a simetria no projeto da junta são fatores significativos nas tensões residuais. No presente estudo, os corpos de prova do tipo “U” obtiveram menores tensões residuais comparados ao chanfro em “V”. Porém, o tempo de preparação, complexidade e custo para usinagem de corpos de prova tipo “U” foram consideravelmente maiores comparados à produção de chanfro em “V”.

Figura 32: Médias dos módulos das tensões residuais em MPa.



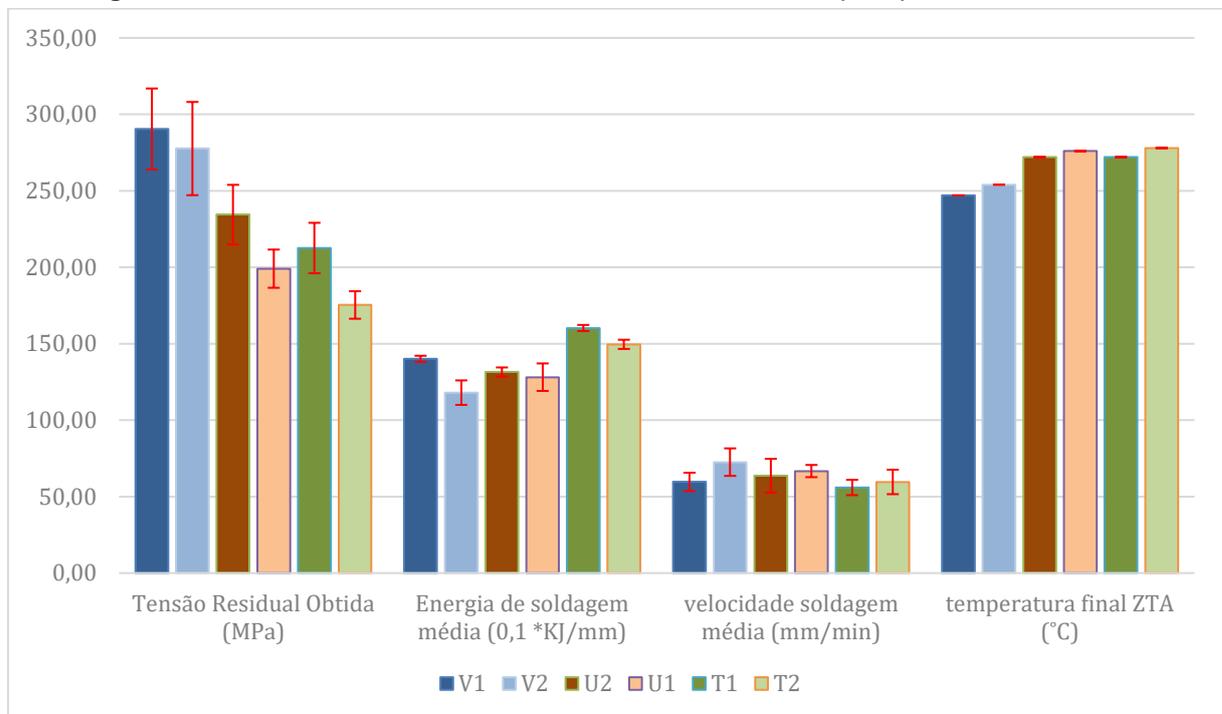
Fonte: O Autor.

Comparados aos acabamentos em passe retilíneo, os corpos de prova com acabamentos de passe único oscilante obtiveram menores valores de tensões residuais, como pode-se visualizar na figura 32, utilizando um nível estatístico de confiança de 68,3%. Ademais, a utilização de passes oscilantes pode tornar o processo mais suscetível a erros manuais, o que acarreta maior risco de obtenção de

defeitos na solda. Por esse motivo, as normas de qualificação de soldagens determinam oscilação máxima, geralmente como referência a ASME IX, a largura máxima do passe deve ser de até três vezes o diâmetro do eletrodo ou vareta utilizados.

Os parâmetros utilizados nas soldagens de cada corpo de prova como a velocidade de soldagem, a energia de soldagem e a temperatura final obtida na zona termicamente afetada no acabamento da solda podem ser correlacionados às tensões residuais em cada corpo de prova (fig. 33).

Figura 33: Médias de tensões residuais em módulo calculadas por tipo de teste em MPa.



Fonte: O Autor.

Conforme experimentos de Ramjaun et al, (2014) as tensões residuais podem ser aliviadas através da temperatura interpasse das camadas posteriores em soldagem multipasses. Além disso, o aumento da temperatura no passe final influencia na redistribuição das tensões residuais dos passes anteriores. No entanto, materiais submetidos a maiores temperaturas podem sofrer fragilização, devido à formação de granulação grosseira na ZTA e no metal de solda em consequência a epitaxia.

Adicionalmente, em experimentos com elementos finitos (Garcia, 2020), a geometria da poça de fusão e os ciclos térmicos obtidos na soldagem influenciam as tensões residuais. O aporte térmico na sobreposição dos passes é fundamental para o efeito de refinamento dos grãos da zona termicamente afetada.

Sob essa mesma perspectiva, a N-133 (2017) e API 510 (2022) prevê, em determinados casos de soldagem de manutenção, a substituição do TTAT por salvaguardas definidas, entre elas a aplicação de técnicas de deposição controlada e passe de revenimento utilizando procedimento devidamente qualificado e testado. Porém, não é recomendado essa alteração para juntas mais vulneráveis às tensões residuais, que são aquelas que possam ser submetidas a fadiga, fluência, corrosão sob tensão, trabalhos com hidrogênio e trabalhos em baixas temperaturas.

Desse modo, o método DPC para análise de tensões residuais, devido a sua versatilidade, pode ser implementado em setores como integridade, manutenção e linhas de produção. Entretanto, com a finalidade de garantir a confiabilidade dos testes, deve ser realizado um processo de usinagem de qualidade.

6 CONCLUSÕES

No presente experimento, observou-se que os corpos de prova com chanfro tipo “U” obtiveram tensões residuais de soldagem, em média, 24% menores comparadas ao chanfro em “V”. A maior simetria em relação ao centro de massa da junta, assim como o direcionamento com maior liberdade do crescimento dos grãos - durante a solidificação da poça utilizando chanfro em “U” - são fatores que contribuíram no resultado.

Os corpos de prova de passe de acabamento único registraram menores tensões residuais - em média, 26% a menos - que corpos de prova com mesmo projeto de junta. Este efeito é explicado devido à grande energia de soldagem no passe do acabamento, atingindo maiores temperaturas e tempo de patamar, em um efeito de alívio parcial de tensões dos passes anteriores.

Além disso, foi observada uma maior concentração de tensões de tração no ponto em estudo, com uma tendência de picos de tensões residuais nas áreas mais próximas ao centro de soldagem. Adicionalmente, também se constatou a correlação entre energia de soldagem, a velocidade de soldagem, a temperatura final na ZTA e os resultados das tensões residuais obtidas.

Tais análises corroboram com a aplicabilidade do método de deslocamento de pontos coordenados (DPC) no estudo das tensões residuais, configurando-o como ferramenta rápida e de baixo custo, com ótimos resultados obtidos.

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para casos em que normas de manutenção permite a substituição do TTAT, além as recomendações previstas em norma, sugere-se um estudo mais aprofundado correlacionando as tensões residuais com as variáveis essenciais utilizando projeto da junta com chanfro em “U” somado a um procedimento com deposição controlada e passe de revenimento. Facilitando assim, a otimização de parâmetros de soldagem dos corpos de prova das qualificações e ensaios requeridos.

REFERÊNCIAS

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, **API 510: Pressure Vessel Inspection Code: In-service Inspection, Rating, Repair and Alterations**, 11. Ed., Washington, DC, 2022.

AMERICAN SOCIETY FOR METALS. **Metals handbook: failure analysis and prevention**, 8. Ed., Metals Park, Ohio, USA, American Society for Metals, 1975.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, **ASTM A131 / A131M-19: Standard Specification for Structural Steel for Ships**, West Conshohocken, PA, ASTM International, 2019

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS **E384: Standard Specification for Structural Steel for Ships**, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2022.

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **Section II-materials part C- Specifications for Welding Rods Electrodes And Filler Metals**. New York, ASME, 2023.

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS, SECTION IX. **Qualification Standard for Welding, Brazing, and Fusing Procedures, Welders, Brazers, and Welding, Brazing, and Fusing Operators**. New York, ASME, 2023.

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS, ASME Section *B31.3: Process Piping*, New York, ASME, 2023.

AMERICAN WELDING SOCIETY, AWS D1.1: Structural welding code – steel, Miami,AWS, 202022

AMERICAN WELDING SOCIETY. Welding Handbook – Fundamentals of Welding, vol. 1, 7a ed., 1994.

American Welding Society. **AWS A5.18: Specification for Carbon Steel Electrodes and Rods for Gas Shielded Arc Welding**. Miami: AWS; 2023.

American Welding Society. **AWS A5.32: Welding Consumables – Gases and Gas Mixtures for Fusion Welding and Allied Processes**. Miami: AWS; 2021.

AMERICAN WELDING SOCIETY. Specification for Carbon Steel Electrodes and Rods for Gas Shielded Arc Welding. AWS A 5.18. 2001.

ANTONINO, T.S., GUIMARÃES, P.B., ALÉCIO, R.A., et al., **Measurements of the thermophysical properties of the API 5L X80**, Materials Sciences and Applications, v. 5, n. 8, pp. 617–627, 2014. doi: <http://dx.doi.org/10.4236/msa.2014.58064>

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 14842 **Critérios para a qualificação e certificação de inspetores de soldagem**. Rio de Janeiro, 2003.

BAE, D., CHO, C., HONG, J. and TSAI, C. **Numerical Analysis of Welding Residual Stress Using Heat Source Models for the Multi-Pass Weldment**, KSME International Journal, Vol. 16 No. 9, pp. 1054-1064

BOYER, S. A., **SCADA: Supervisory Control and Data Acquisition**. 3 ed. ISA–The Instrumentation Systems and Automation Society. USA, 2004.

CALLISTER, W. D., **Ciência e engenharia de materiais: Uma introdução**. 5ed. LTC, São Paulo, 2002.

CALLISTER J.R., WILLIAM D., RETHWISCH, D. G., **Fundamentals of materials science and engineering**. London: Wiley, 2000.

CHIAVERINI, V., **Aços e Ferros Fundidos**. ABM, 6ª edição, São Paulo, 1988.

COLPAERT, H., **Metalografia dos Produtos Siderúrgicos Comuns**, 3ª. ed. São Paulo, Edgard Blucher, 1974.

DIETER, G.E., **Metalurgia mecânica**, 2 ed., Rio de Janeiro, Ed. Guanabara Dois, 1981.

DONEGÁ, T.J., COSTA, T.F., ARENCIBIA, R.V., et al., **Comparison of thermal efficiency between A-TIG and conventional TIG welding**, Weld International, v. 30, n. 4, pp. 255–267, 2016. <http://dx.doi.org/10.1080/09507116.2015.1096472>.

FONSTEIN, N., **Advanced high strength sheet steels: physical metallurgy, design, processing, and properties**, Cham, Springer, 2015. doi: <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-319-19165-2>

FUNDAÇÃO BRASILEIRA DE TECNOLOGIA DA SOLDAGEM. **Lista de consumíveis de soldagem homologados**. Disponível em: [https://fbts.org.br/consumiveis-soldagem-listar]. Acesso em: 20 fev 2024.

GARCIA, D.N., BERNARDI, R.A., LIMA, A.K.F., **Análise da zona afetada pelo calor em soldagem dupla camada utilizando o método dos elementos finitos**, Matéria (Rio de Janeiro), v. 25, n. 2, pp. e12643, 2020. doi: <http://dx.doi.org/10.1590/s1517-707620200002.1043>.

GENTIL, V., **Corrosão**, 6 ed., Rio de Janeiro, Editora Livros Técnicos Científicos, 2011

GONÇALVES, I. L. **Influência da temperatura no tratamento de alívios de tensões em uma junta soldada baseado no método DPC**. 2015. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Pernambuco.

GUNNERT, R., **Method for Measuring tri-axial residual stresses**, Doc. IIW X-184-57-OE, Commission X of the IIW, 1958.

HOCKEN, R. J., PEREIRA, P. H., **Coordinate Measuring Machines and Systems**. 2 ed. Boca Raton, FL, USA: CRC Press. 2012.

KANG, H.T., LEE, Y.L., SUN, V.J., **Effects of residual stress and heat treatment on fatigue strength of weldments**, Materials Science and Engineering A, v. 497, n. 1-2, pp. 37–43, 2018. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.msea.2008.06.011>

LIN, Y.C. CHOU, C.P., **A new technique for reducing the residual stress induced by welding in type 304 stainless steel.** *Journal of Materials Processing Technology*. 1995;48(1-4):693-698. [http://dx.doi.org/10.1016/0924-0136\(94\)01710-I](http://dx.doi.org/10.1016/0924-0136(94)01710-I). Lin e Lee (1997)

MACHERAUCH, E., KLOOS, K.H., **Origin, measurements and evaluation of residual stresses, residual stresses in science and technology,** *Residual Stress in Science and Technology*, v. 1, pp. 3–27, 1987.

MARQUES, P.V., MODENESI, P.J., BRACARENSE, A.Q., **Soldagem fundamentos e tecnologia,** Belo Horizonte, Editora UFMG, 2007.

MELO, L.G.T.C., CARDOSO, F.I., MENDES, C.E., et al., **Welded joints' heat affected zone's extension prediction by switching welding parameters,** *Materials Research*, v. 20, pp. 651–656, 2017. doi: <http://dx.doi.org/10.1590/1980-5373-mr-2016-1019>

MISHCHENKO, A., SCOTTI, A., **Tensões residuais em soldagem a arco: uma visão holística.** *Soldagem & Inspeção*, v. 23, p. 93-112, 2018. <https://doi.org/10.1590/0104-9224/SI2301.10>

MODENESI, P.J., **Efeitos Mecânicos do Ciclo Térmico.** Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais. Universidade Federal de Minas Gerais - UFMG. 2001.

MODENESI, P.J., **Fluxo de Calor em Soldagem.** Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais. Universidade Federal de Minas Gerais - UFMG. 2003

MODENESI, P. J., BRACARENSE, A. Q., **Introdução à física do arco elétrico e sua aplicação na soldagem dos metais.** Belo Horizonte: UFMG, 2007.

MODENESI, P. J., MARQUES, P. V., SANTOS, D. B., **Introdução à metalurgia da soldagem.** Belo Horizonte: UFMG, 2012.

OKUMURA, T., TANIGUSGI, C., **Engenharia de soldagem e aplicações.** Rio de Janeiro: Livros Técnicos e Científicos Editora, 2002.

OLIVEIRA, G. L. G, SILVA, T. F, MIRANDA, H. C, et al., **Avaliação do efeito da energia de soldagem sobre as tensões residuais resultantes em juntas soldadas com multipasse**. Soldagem & Inspeção, v. 15, p. 218-224, 2010. doi: <https://doi.org/10.1590/S0104-92242010000300008>

PEREIRA, D.H.M., PEREIRA, D.H.M., ROLIM, T.L., et al., **Análise das tensões residuais utilizando o método DPC na soldagem multipasse do aço ASTM A131 AH36 pelos processos SMAW e FCAW**, Soldagem e Inspeção, v. 25, pp. e2513, 2020. doi: <http://dx.doi.org/10.1590/0104-9224/si25.13>.

PETROBRAS. N-133., **Soldagem**. Rio de Janeiro: Petrobras; 2017.

RAMJAUN, T.I., STONE, H.J., KARLSSON, L., et al., **The effect of inter-pass temperature on residual stresses in multi-pass welds produced using a low transformation temperature filler alloy**, Science and Technology of Welding and Joining, v. 19, n. 1, pp. 44–51, 2014. doi: <http://dx.doi.org/10.1179/1362171813Y.0000000162>.

RODACOSKI, M. R. **Medição de tensões residuais em holografia eletrônica**, Florianópolis, UFSC, 2002.

ROLIM, T. L. **Sistemática indicadora de método para calibração de máquinas de medição por coordenadas**, UFPB, João Pessoa, PB, 2003. (Tese)

SATTARI-FAR, I., FARAHANI, M. R., **Effect of the weld groove shape and pass number on residual stresses in butt-welded pipes**. International Journal of Pressure Vessels and Piping, v. 86, n. 11, p. 723-731, 2009. <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2009.07.007>

SCOTTI, A., **Five bars and one bar models for thermal stress generation in the FZ, HAZ and BM during arc welding**, Soldagem e Inspeção, v. 19, n. 1, pp. 82–90, 2014. doi: <http://dx.doi.org/10.1590/S0104-92242014000100010>.

SCOTTI, A. REIS, R. P., LISKEVYCH, O., **Modelo descritivo do fluxo de calor em soldagem a arco visando o conceito de calor imposto efetivo**. Soldagem &

Inspeção, v. 17, p. 166-172, 2012. <https://doi.org/10.1590/S0104-92242012000200010>.

SHOW, B.K., VEERABABU, R., BALAMURALIKRISHNAN, R., et al., **Effect of vanadium and titanium modification on the microstructure and mechanical properties of a microalloyed HSLA steel**, Materials Science and Engineering A, v. 527, n. 6, pp. 1595–1604, 2010. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.msea.2009.10.049>.

SIQUEIRA FILHO, A.V., ROLIM, T.L., YADAVA, Y.P., et al., **Development of methodology for measurements of residual stresses in welded joint based on displacement of points in a coordinated table**, Materials Research, v. 16, n. 2, pp. 322–326, 2013. doi: <http://dx.doi.org/10.1590/S1516-14392013005000001>.

SUGAHARA, H.J., BARROS, P.S., MELO, L.G.T.C., et al., **Measurement of residual stresses in welded joints processed by DCP method**, Materials Research, v. 21, n. 4, pp. e20170926, 2018. doi: <http://dx.doi.org/10.1590/1980-5373-mr-2017-0926>.

TENG T., FUNG C.P., CHANG P.H., **Effect of weld geometry and residual stresses on fatigue in butt-welded joints**. International Journal of Pressure Vessels and Piping. 2002;79(7):467-482. [http://dx.doi.org/10.1016/S0308-0161\(02\)00060-1](http://dx.doi.org/10.1016/S0308-0161(02)00060-1).

TENG T.L., FUNG C.P., CHANG P.H., YANG W.C., **Analysis of Residual Stresses and Distortions in T-joints Fillet Welds**. International Journal of Pressure Vessels and Piping. 2001;78(8):523-538. [http://dx.doi.org/10.1016/S0308-0161\(01\)00074-6](http://dx.doi.org/10.1016/S0308-0161(01)00074-6).

TENG T.L., LIN C.C., **Effect of welding conditions on residual stress due to butt welds**. International Journal of Pressure Vessels and Piping. 1998;75(12):857-864. [http://dx.doi.org/10.1016/S0308-0161\(98\)00084-2](http://dx.doi.org/10.1016/S0308-0161(98)00084-2).

WAINER E., BRANDI S.D., MELLO F.D.H., **Soldagem: processos e metalurgia**, 4. Ed., São Paulo, Edgard Blucher Ltda, 2004.