



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

DEUSDEDIT CARLOS DA SILVA JUNIOR

**IMPLEMENTAÇÃO DA TECNOLOGIA DE SOLDAGEM POR ARCO SUBMERSO  
COM A TÉCNICA TANDEM COM ARAME FRIO PARA UNIÃO DE CHAPAS DE  
GRANDES ESPESSURAS**

Recife

2022

DEUSDEDIT CARLOS DA SILVA JUNIOR

**IMPLEMENTAÇÃO DA TECNOLOGIA DE SOLDAGEM POR ARCO SUBMERSO  
COM A TÉCNICA TANDEM COM ARAME FRIO PARA UNIÃO DE CHAPAS DE  
GRANDES ESPESSURAS**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco com parte dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica.

**Área de concentração:** Engenharia de Materiais e Fabricação.

**Orientador:** Prof. Dr. Tiago Felipe de Abreu Santos.

**Coorientador:** Prof. Dr. Edwar Andrés Torres López.

Recife

2022

Catálogo na fonte  
Bibliotecário Gabriel Luz, CRB-4 / 2222

S586i Silva Junior, Deusdedit Carlos da.  
Implementação da tecnologia de soldagem por arco submerso com a técnica tandem com arame frio para união de chapas de grandes espessuras / Deusdedit Carlos da Silva Junior. 2022.  
75 f: il.

Orientador: Prof. Dr. Tiago Felipe de Abreu Santos.  
Coorientador: Prof. Dr. Edwar Andrés Torres López.  
Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Pernambuco.  
CTG. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Recife, 2022.  
Inclui referências.

1. Engenharia mecânica. 2. SAW. 3. Arame não energizado. 4. Produtividade. 5. Aporte térmico. 6. microestrutura. I. Santos, Tiago Felipe de Abreu (Orientador). II. López, Edwar Andrés Torres. III. Título.

UFPE

621 CDD (22. ed.) BCTG / 2023 - 90

DEUSDEDIT CARLOS DA SILVA JUNIOR

**IMPLEMENTAÇÃO DA TECNOLOGIA DE SOLDAGEM POR ARCO SUBMERSO  
COM A TÉCNICA TANDEM COM ARAME FRIO PARA UNIÃO DE CHAPAS DE  
GRANDES ESPESSURAS**

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

Aprovada em: 29/07/2022.

**BANCA EXAMINADORA**

---

Prof. Dr. Tiago Felipe de Abreu Santos (Orientador)  
Universidade Federal de Pernambuco

---

Prof. Dr. Edwar Andrés Torres López (Coorientador)  
Universidad de Antioquia

---

Prof. Dr. Oscar Olímpio de Araújo Filho (Examinador interno)  
Universidade Federal de Pernambuco

---

Prof.<sup>a</sup> Dr.<sup>a</sup> Nathalia Bezerra de Lima, (Examinador externo)  
Departamento de Química Fundamental da UFPE;

## AGRADECIMENTOS

A Deus por nos ter dado a possibilidade de estar aqui, e conseguir da força e determinação para cumprir esta missão.

A família através da minha esposa Elianne La-Rocque aos meus filhos Matheus e Igor que é o bem mais precioso que temos.

Ao Prof. Dr. Tiago Felipe de Abreu Santos (Orientador) e ao Prof. Dr. Edwar Andrés Torres López (Coorientador), que foram sempre presentes e disponíveis para as dúvidas referente ao trabalho que tiveram toda a paciência durante esta caminhada.

Aos técnicos do **INTM** Janaina e Rubens que muito me auxiliaram na preparação das amostras.

Aos meus colegas de Soldamat, Ana Carla, Ivan, Igor, Matthews e Lucas, que foram muitos solícitos e sempre dispostos a ajudar.

As instituições **UFPE**, **PPGEM** e **INTM** que permitiram a possibilidade de desenvolver o trabalho.

**A FACEPE** por financiar laboratórios multiusuários que permitem a execução de projetos entre academia e setor produtivo.

**A ESAB Industria e Comercio Ltda**, através das pessoas Rodrigo Sanches, Bernardo Hermont e Edmar, abriu a possibilidade de uma análise mais profunda, da técnica do arame a frio e financiou o projeto.

E por fim um agradecimento especial ao Prof. Dr. Oscar Olímpio de Araújo Filho, que sempre me apoiou durante este período e que se tornou um grande amigo.

## RESUMO

A alta produtividade na soldagem é uma busca constante das empresas, porém, existe a necessidade de restringir as distorções em peças de grandes espessuras de forma a manter o controle dimensional dos componentes soldados, sendo esta é uma variável muito importante. Neste cenário a soldagem ao arco submerso (SAW) ICE mostra a sua eficiência. Tradicionalmente, a soldagem ao arco submerso convencional é utilizada visando uma maior taxa de deposição e redução de tempos e custos de fabricação. O processo SAW-ICE (*Integrated Cold Electrode*) é caracterizado por uma tocha *twin* modificada onde dois arames trabalham energizados e um terceiro arame frio integrado é fundido pelo calor do processo. Isso permite um aumento da taxa de deposição e uma redução do aporte térmico e distorções. O objetivo é desenvolver uma análise comparativa de produtividade, variando a velocidade e controlando o calor aportado, avaliando também os níveis de distorções entre a soldagem SAW e ICE. Foram confeccionados quatro corpos de prova de aço ASTM A36 de 25,4 mm de espessura com junta a topo com soldadura *double goove* com bisel em duplo V, e abertura de raiz de 6 mm. As amostras foram soldadas com ângulo de bisel de 30°. Para todas as juntas o processo de soldagem utilizado foi o SAW (Tandem), sendo o aporte térmico máximo para os cordões com arco submerso convencional e ICE foi de 2,7 kJ/mm. As variáveis analisadas, velocidade, taxa de deposição e número de passes. Para caracterização das juntas foram realizadas micrografias ótica e de varredura, ensaio de tração, dobramento, impacto e análise de distorções das chapas. Os resultados demonstraram que a soldagem por SAW-ICE, apresentou uma produtividade superior quando comparado ao processo SAW convencional. Do ponto de vista mecânico todos os experimentos se mostraram satisfatórios conforme critérios da norma AWS.

Palavras-chave: SAW; arame não energizado; produtividade; aporte térmico; microestrutura.

## ABSTRACT

Companies are currently looking for welding processes that promote high productivity. Within this challenge, there is still the need to restrict distortions in parts of great thickness to maintain dimensional control of the welded components, which is an almost inevitable constant. In this sense, ICE submerged arc welding (SAW) shows its efficiency, where traditionally, conventional submerged arc welding is used, aiming at a higher deposition rate and reducing manufacturing times and costs. The SAW-ICE (Integrated Cold Electrode) process is characterized by a modified twin torch where two wires work energized, and the heat of the process melts a third integrated cold wire. This technique allows an increase in the deposition rate and a considerable reduction in heat input and distortions. This work aims to develop a comparative analysis of productivity –with constant and controlled heat input– and the level of distortions between conventional SAW and ICE welding in a typical industry joint. Four 25.4 mm thick ASTM A36 steel specimens were made with a butt joint, double groove welding, double V bevel, and 6 mm of root opening. The first two specimens were welded with a bevel angle of 30°. The maximum heat input for the conventional submerged arc beads and ICE was 2.7 kJ/mm for all joints. For productivity evaluation, open arc times, deposition rates, and the number of passes were determined. For characterization of the joints, macrographs, tensile, bending, impact tests, and distortion analysis of the plates was performed. The results showed that the SAW-ICE welding presented superior productivity compared to the conventional SAW process for the same heat input range. From the mechanical point of view, all experiments were satisfactory according to the criteria of the AWS standard. The specimens welded by SAW-ICE showed a significantly lower level of distortion when compared to the distortions obtained by the conventional SAW process.

Keywords: SAW; number of passes; insulated wire; productivity; heat input; microstructure.

## RESUMEN

La alta productividad en soldadura es una búsqueda constante para las empresas. Sin embargo, existe la necesidad de restringir las distorsiones en piezas de gran espesor para mantener el control dimensional de los componentes soldados, la cual es una variable muy importante. En este escenario, la soldadura por arco sumergido ICE (SAW) muestra su eficiencia. Tradicionalmente se utiliza la soldadura por arco sumergido convencional buscando una mayor tasa de deposición y reducción de tiempos y costos de fabricación. El proceso SAW-ICE (*Integrated Cold Electrode*) se caracteriza por una antorcha *twin* modificada en la que dos hilos están energizados mientras un tercer hilo frío se funde con el calor del proceso. Esto permite un aumento en la tasa de depósito y una reducción en la entrada de calor y las distorsiones. El objetivo es desarrollar un análisis comparativo de la productividad, variando la velocidad y controlando el aporte térmico, evaluando también los niveles de distorsión entre la soldadura SAW y ICE. Se fabricaron cuatro probetas de acero ASTM A36 de 25,4 mm de espesor con unión a tope con soldadura de doble de ranura con bisel en doble V, y una abertura de raíz de 6 mm. Las muestras fueron soldadas con un ángulo de bisel de 30°. Todas las uniones fueron soldadas usando SAW (*Tándem*). Para todas las uniones, la entrada de calor máxima para el arco sumergido convencional y las perlas ICE fue de 2,7 kJ/mm. Las variables analizadas fueron velocidad, tasa de deposición y número de pasadas. Para caracterizar las juntas se realizaron microscopía óptica y de barrido, ensayo de tracción, flexión, impacto y análisis de distorsión de las placas. Los resultados mostraron que la soldadura SAW-ICE mostró una mayor productividad en comparación con el proceso SAW convencional. Desde el punto de vista mecánico, todos los experimentos fueron satisfactorios según los criterios de la norma AWS.

Palabras clave: SAW, Alambres múltiples, Número de pasadas, Cable sin energía, Productividad, Entrada de calor, Microestructura.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Aplicação do processo de soldagem por arco submerso .	19
Figura 2 - a) Efeito da corrente e b) da tensão no formato do metal de soldagem .	20
Figura 3 - a) Efeito da polaridade e b) o diâmetro do arame no formato do metal de soldagem .	21
Figura 4 - Efeito da velocidade de soldagem no formato do metal de soldagem .	22
Figura 5 - Efeito dos parâmetros de soldagem na geometria de cordões depositados com uma energia de soldagem de aproximadamente 1,8 kJ/mm.	25
Figura 6 - Carbono equivalente de acordo com Calculation Software of Welding .	26
Figura 7 - Representação esquemática do ciclo térmico na soldagem.	27
Figura 8 - Regiões da junta soldada.	29
Figura 9 - Diagrama esquemático mostrando diferentes alterações que podem ocorrer na zona fundida em uma junta soldada em um aço de baixo carbono.	30
Figura 10 - Diagrama Fe-Fe <sub>3</sub> C e ZTA de aço com 0,15% C.	32
Figura 11 - Estrutura da ZTA de um aço de baixo carbono.	33
Figura 12 - Dispositivo de soldagem com eletrodo de arame duplo e o pó de metal fornecido ao sulco de soldagem à frente do cabeçote de soldagem .	38
Figura 13 - a) Imagem do SAW tandem com dois arames e b) esquema do processo SAW com arame quente	40
Figura 14 - Diferentes possibilidades para aumentar a taxa de deposição no processo SAW. Adaptado de Weman .	40
Figura 15 - a) Cabo usado como aporte para o processo SAW-CCW e b) construção do cabo a partir de 49 arames.	42
Figura 16 - a) Cabeçote SAW - ESAB ICE™ e b) cabeçote SAW convencional com adição de arame frio	43
Figura 17 - a) Possíveis variações de stick-out e b) terceiro arame sinérgico.	44

Figura 18 - Taxa de deposição (kg/h), por tipo de processo SAW.	45
Figura 19 - Posicionamento da peça sobre a mesa de soldagem e passe de raiz.	48
Figura 20 - Junta de aplicação industrial real para corpos de prova 1 a 5.	49
Figura 21 - Configuração de travamento e nível de empeno dos corpos de prova.	50
Figura 22 - Corpos de prova para o teste de tração, com medidas em mm.	52
Figura 23 - Corpo de prova do teste de impacto Charpy, com medidas em mm.	52
Figura 24 - Processo de soldagem dos corpos de prova soldados: a) junta inicial e b-c) soldagem tandem.	53
Figura 25 - Imagem representativa da junta soldada final.	53
Figura 26 - Análise da zona fundida e a formação de ferrita acicular e poligonal.	55
Figura 27 - Diferentes formas da ferrita na zona fundida do SAW-Tandem.	56
Figura 28 - Micrografia do cordão SAW ICE 40 mostrando os grãos colunares da zona fundida com ferrita primária no contorno de grão e ferrita de segunda fase.	57
Figura 29 - Micrografia do cordão de SAW ICE 100 mostrando os grãos colunares da zona fundida com ferrita de contorno de grão e ferrita de segunda fase.	57
Figura 30 - Micrografia da interface entre a zona fundida e zona termicamente afetada da SAW ICE 20 e (b) SAW ICE 40 mostrando os grãos colunares da zona fundida e formação da ferrita de contorno de grão no contorno de grão prévio na ZTA.	58
Figura 31 - Micrografia da zona termicamente afetada da SAW ICE 70, mostrando a formação de ferrita alotriomorfa, poligonal, de Widmstätten e acicular.	60
Figura 32 - Micrografia do cordão da amostra tandem: a) ZTA superior e b) detalhe na linha de fusão.	61
Figura 33 - Micrografia da ZTA no depósito com tandem.	61
Figura 34 - Micrografia da ZTA no depósito com SAW-ICE 40.	62

Figura 35 - (a) matriz de indentações na junta soldada, (b) medição automática da dureza	63
Figura 36 - Resultados dos testes de dureza HV <sub>30/15</sub> para as amostras SAW ICE com adições de arame frio de (a) 20%, (b) 40% e (c) 100%.	63
Figura 37 - Resultados dos testes de dureza HV <sub>30/15</sub> para as amostras SAW Tandem sem adição de arame frio.	64
Figura 38 - Resultados dos testes de tração das amostras de SAW tandem.	64
Figura 39 - Resultados dos testes de tração das amostras soldadas por SAW-ICE.	66
Figura 40 - Resultados comparativos dos testes de tração das amostras soldadas por SAW-tandem e SAW-ICE.	67
Figura 41 - Resultados dos testes de impacto Charpy dos sistemas soldados.	68

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Rendimento térmico de processos de soldagem a arco.....	24
Tabela 2 - Classificação segundo IIW dos microconstituintes encontrados na ZF....	31
Tabela 3 - Composição química do aço A36.....	47
Tabela 4 - Composição química do aporte OK 12.22.....	47
Tabela 5 - Propriedades mecânicas de depósito com OK 12.22.....	47
Tabela 6 - Parâmetros de soldagem por SAW convencional. ....	49
Tabela 7 - Parâmetros de soldagem por SAW-ICE.....	49

## SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	13
2	OBJETIVOS.....	16
2.1	Objetivo geral.....	16
2.2	Objetivos específicos.....	16
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	17
3.1	Soldagem por fusão a arco elétrico.....	17
3.2	Soldagem SAW.....	18
3.3	Metalurgia da soldagem.....	23
3.4	Carbono equivalente (CE).....	25
3.5	Ciclo térmico de soldagem.....	27
3.6	Zona Fundida.....	29
3.7	Zona termicamente afetada.....	31
3.8	Descontinuidades no processo SAW.....	34
3.9	Soldagem de chapas espessas.....	36
3.10	Aumento da produtividade em SAW.....	37
3.11	Processo SAW-ICE.....	42
4	METODOLOGIA.....	47
4.1	Metal de base e adição.....	47
4.2	Soldagem dos corpos de prova.....	48
4.3	Microscopia óptica.....	50
4.4	Ensaio de dureza.....	51
4.4	Ensaio mecânicos.....	51
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	53
5.1	Soldagem dos corpos de prova.....	53
5.2	Caracterização microestrutural da zona fundida.....	54
5.3	Caracterização microestrutural da ZTA.....	59
5.4	Ensaio de dureza por microindentação.....	62
5.5	Ensaio mecânicos.....	64
6	CONCLUSÕES.....	69
7	PERSPECTIVAS FUTURAS.....	71
	REFERÊNCIAS.....	72

## 1 INTRODUÇÃO

O desenvolvimento da soldagem moderna foi alavancado pela Revolução Industrial, a partir da descoberta do arco elétrico, em 1801. Em 1877, a soldagem por resistência foi estudada e, em 1885, foi desenvolvido a soldagem por arco elétrico, utilizando um eletrodo de grafite - que mais tarde foi substituído por um arame metálico e que décadas depois se tornaria o processo de soldagem mais popular entre todos até os dias de hoje [1,2].

Ela continuou a se desenvolver amplamente e, em 1907, foi depositada a patente do primeiro eletrodo revestido, que tornou o processo mais estável. A primeira máquina de soldagem portátil foi inventada em 1911, em 1916, foi desenvolvida a primeira versão do processo de soldagem MIG (*Metal Inert Gas*) [1,2].

A Primeira Guerra Mundial demandou mais produtos metálicos, o que contribuiu para o estabelecimento dos fabricantes de equipamentos de soldagem. Foram introduzidos novos processo de soldagem, com novos tipos de eletrodos [1,2].

Durante os anos de 1930, a soldagem foi um dos fatores mais importantes que ajudaram a indústria naval de estaleiros se estabelecer, se iniciaram os estudos para o desenvolvimento do processo de soldagem TIG (*Tungsten Inert Gas*), que usa eletrodos de tungstênio em atmosfera de gás inerte, sendo patenteado em 1942. Em 1935, foi inventado o processo de soldagem por Arco Submerso conhecido por suas potentes fontes de energia e alto poder de deposição de material. O arco elétrico é coberto por uma camada de minerais granulados que faz o trabalho de proteção do cordão de soldagem, permanecendo coberto por este fluxo mineral durante todo o processo, por isso o nome de Arco Submerso. Na década seguinte, a soldagem MAG (*Metal Active Gas*) foi inventada, funcionando por meio de um gás ativo que interage com a poça de fusão. Já a soldagem MIG, que utiliza um arco elétrico em atmosfera inerte, se desenvolveu ainda mais com o surgimento da primeira tocha manual. Com isso, a soldagem tomou conta da indústria naval definitivamente [1,3]. Na década de 1950, surgiu a soldagem com gás carbônico (CO<sub>2</sub>), que tornou a soldagem MAG um processo ainda mais barato, fazendo com que ela dominasse os

processos produtivos em aço. Foi nesse período que também surgiram os processos de corte plasma e o processo de soldagem com arame tubular, fisicamente similar ao MAG e altamente produtivo, passou a substituir o eletrodo revestido em diversos segmentos [1,3].

Nos anos de 1960, a soldagem por feixe de elétrons começou a ser usada para a fabricação de aviões. A corrida espacial, ocorrida no fim da década de 1960 e início da década de 1970, contribuiu para pesquisas e mais desenvolvimento dos processos de soldagem, pela necessidade de novas tecnologias [1,3].

A necessidade de profissionais capacitados fez com que mais e mais escolas de formação e capacitação surgissem em meados dos anos de 1980. Durante a década de 1990, novos avanços surgiram, como a soldagem por fricção mecânica e a criação de um novo método que aumenta em até 300% a penetração de fluxos de cordão de soldagem [1,2].

Os avanços não acabaram: em 2000, foi criada a soldagem por pulso magnético, e, em 2008, surge a soldagem híbrida a laser/MIG [1,2].

A evolução está longe de acabar. As tendências apontam para processos cada vez mais automatizados, além de soldas e cortes a laser. Os avanços tecnológicos e o desenvolvimento de novos materiais exigem novos métodos de soldagem, que ainda têm muito a oferecer [1,2].

Presente em todos os setores industriais, a soldagem é fundamental na fabricação de um portão até de uma nave espacial. Hoje, esse processo vem sendo inovado a partir de inúmeras tecnologias para mercados específicos. rapidez economia, redirecionou soluções mais eficaz. Essas demandas são crescentes e de todo o mundo quando se trata de soldagem [1,2].

A soldagem a arco submerso é o método mais amplamente utilizado para soldagem de seção grossa na posição de topo, sendo um método altamente econômico para fabricação. A adição de arame frio proporciona um aumento na taxa de deposição

sem um aumento concomitante na entrada de calor. Ele também fornece uma estrutura de grão de zona termicamente afetada (ZTA) mais fina e zona termicamente afetada estreita em comparação com a soldagem a arco submerso convencional. Neste trabalho, a tecnologia ICE™ – Integrated Cold Electrode, processo de soldagem SAW Twin Arc, foi utilizada para a soldagem de chapas grossas de aço carbono ASTM A36.

## 2 OBJETIVOS

### 2.1 Objetivo geral

Desenvolver uma análise comparativa de produtividade e desempenho de juntas soldadas pelo processo SAW convencional e ICE para chapas de grandes espessuras, mantendo o aporte térmico constante.

### 2.2 Objetivos específicos

Os objetivos específicos são:

- Produção de juntas soldadas pelos processos de soldagem por arco submerso *tandem arc* e *tandem arc* com arame frio.
- Caracterização microestrutural de amostras produzidas pela soldagem SAW-Tandem e SAW-ICE.
- Avaliação do desempenho mecânico das amostras soldadas.
- Correlação e análise dos resultados de macroestrutura, microestrutura com o desempenho mecânica delas.

### 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 3.1 Soldagem por fusão a arco elétrico

A soldagem por fusão com arco elétrico é definida pela American Welding Society (AWS) como um grupo de processos de soldagem que gera coalescência entre as peças de trabalho por meio da fusão entre a junta e o arco [4]. O arco é a descarga elétrica (deslocamento de partículas carregadas eletricamente: elétrons e íons) entre o ânodo e cátodo favorecido pela formação de um plasma, classificado como frio, por conta da baixa temperatura gerada e a baixa ionização do gás.

O plasma é um gás ionizado que se torna o condutor das partículas carregadas e responde pelo principal mecanismo de geração de calor neste processo, que corresponde ao aquecimento por efeito Joule do arco, sendo que a resistividade elétrica do plasma depende da energia de ionização do gás, que é uma propriedade intrínseca dele [5].

Nos processos de soldagem por arco, o gás apresenta duas funções [6]: (i) proteger ao metal líquido da atmosfera, para evitar sua contaminação com oxigênio e nitrogênio e (ii) formar o plasma que responde pelo aquecimento do arco., (iii) evitar contaminação do plasma, ou seja, que espécies da vizinhança se dissocie ou ionize no arco-plasma favorecendo outras reações físico-químicas.

O gás é introduzido no processo de distintas formas sendo as mais habituais por meios externos, pelo uso de cilindros de gás, como o caso dos processos GMAW (*Gas Metal Arc Welding*), GTAW (*Gas Tungsten Arc Welding*) e PAW (*Plasma Arc Welding*), ou pela evaporação do fluxo durante sua interação com o arco, como acontece nos processos SMAW (*Shielded Metal Arc Welding*), FCAW (*Flux Cored Arc Welding*) e SAW (*Submerged Arc Welding*) [6].

Um dos grandes desenvolvimentos nos processos de união metalúrgica dos metais é a ideia estabelecido com o processo SMAW que gera um eletrodo composto pelo núcleo metálico revestido com um material composto, sendo esse último o

responsável de múltiplas funções como a geração do gás de soldagem (proteção e geração do arco), a incorporação de elementos de liga e a limpeza e controle do aporte térmico da poça de fusão graças à formação de escoria. É a versatilidade do fluxo na forma de revestimento um dos elementos que tem permitido a grande profusão do processo SMAW, já que permite o desenvolvimento mais eficiente de metais de aporte para a soldagem de uma grande variedade de ligas metálicas [7].

Essa separação das funções entre o núcleo e o fluxo tem permitido o desenvolvimento de múltiplos processos com o mesmo princípio, como o caso de FCAW e SAW, que por sua vez superam a limitação de SMAW, incorporando elementos de processos como GMAW, tais como a alimentação contínua de arame, passando de um processo manual (SMAW), a um semiautomático (FCAW e SAW) e completamente automatizado.

### **3.2 Soldagem SAW**

A soldagem por arco submerso é um processo de união metalúrgica por arco entre um ou vários eletrodos e a poça de fusão, protegido pelo fluxo de forma granular, depositado de forma contínua como o arame (Figura 1). Esse processo foi utilizado pela primeira vez nas indústrias em meados da década de 1930 como sistema de soldagem de arame único [8].

Durante o processo, o fluxo é fornecido a partir de uma porta fluxo, que se desloca com a tocha. Nenhum gás de proteção é necessário porque o metal fundido é separado do ar (sua vizinhança) pela escória fundida e fluxo granular. Normalmente é utilizada com corrente contínua positivo; porém para correntes muito altas (acima de 900 A), a corrente alternada (CA) pode ser uma opção de forma a minimizar o sopro do arco.

Figura 1 - Aplicação do processo de soldagem por arco submerso [9].



A SAW trabalha frequentemente com correntes de soldagem elevadas, que podem ser superiores a 1000 A, o que pode levar a taxas de deposição de até 45 kg/h, o que leva a necessidade, junto com a camada de fluxo, a ser utilizado na posição plana ou horizontal (para soldas de filete), além do uso conjunto com dispositivos para o deslocamento e posicionamento das peças [10].

Entre as principais vantagens se destacam a alta produtividade, ausência de respingos e fumos de soldagem, pouca ou nenhuma radiação oriunda o arco elétrico, fácil mecanização; enquanto entre as limitações se observam a aplicação somente em posição plana e o elevado aporte térmico [11].

Segundo Sharma *et al.* [12], a diferença básica deste processo com outros processos de soldagem é que o arco está totalmente submerso ou coberto pelo fluxo granular e não é visível. Logo, a perda de calor pode ser minimizada atingindo uma eficiência térmica superior a 90%. Neste processo, são necessários mecanismos automáticos de alimentação de arame, fonte de alimentação de tensão constante, dentre outros dispositivos, que por sua vez levam à exigência de fonte de alimentação constante e uniforme. O mecanismo automático de alimentação de arame fornece o arame de enchimento conforme necessário para a soldagem. O fluxo granular é aportado continuamente no arco de forma controlada. O fluxo granular fornece uma atmosfera de proteção para a região da soldagem. Em aços, a soldagem por SAW leva a

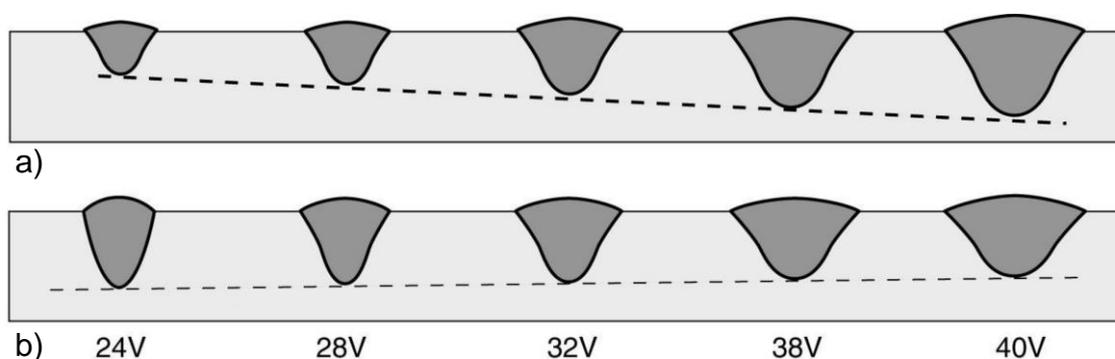
depósitos com alta resistência e ductilidade, além de baixos teores de hidrogênio e nitrogênio, a depender das características do fluxo, basicidade, por exemplo.

O processo SAW com um único arame é o mais comum, no entanto existem versões do processo que utilizam simultaneamente dois ou três arames ou que trabalham com um eletrodo na forma de fita o que é muito utilizado na deposição de camadas de revestimento. O processo é quase sempre usado na forma mecanizada com altas densidades de corrente, possibilitando uma grande penetração e alta taxa de deposição de até 22 kg/h. Nos equipamentos mais comuns, particularmente aqueles que trabalham com arames de diâmetro inferior a 4 mm, utiliza-se fontes de tensão constante com alimentação de arame a velocidade constante uma vez que este tipo de sistema permite um controle “intrínseco” do comprimento do arco. Fontes de corrente constante em conjunto com alimentadores de arame cuja velocidade é variável, de forma manter o comprimento do arco constante, são utilizadas em equipamentos que usam arames de maior diâmetro [13].

Os parâmetros que controlam o processo SAW são [14,15,16]:

- Corrente de soldagem é um parâmetro de grande importância para o processo, sendo que define a profundidade de penetração do depósito (Figura 2a).
- Tensão do arco é o parâmetro que controla a largura do arco, e por consequência do depósito, além do aporte térmico do processo (Figura 2b).

Figura 2 - a) Efeito da corrente e b) da tensão no formato do metal de soldagem [17].

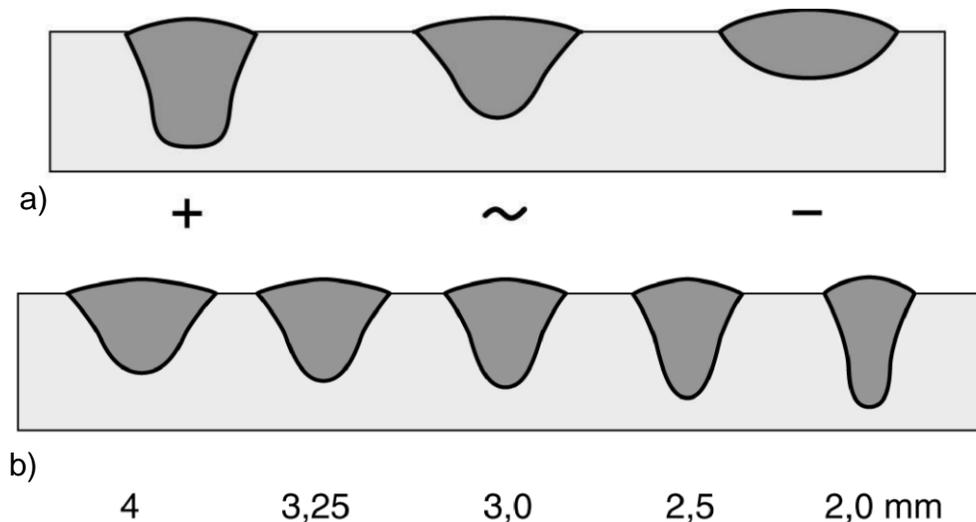


- Polaridade define tanto o formato do depósito quanto a taxa de depósito. CDEP (do inglês DCEP, *Direct Current Electrode Positive*) aumenta a temperatura nas gotas

que serão depositadas, o subseqüentemente a acrescenta penetração; já para CDEN (corrente direta eletrodo negativo) aumenta a taxa de depósito, porém o arco é menos estável (Figura 3a).

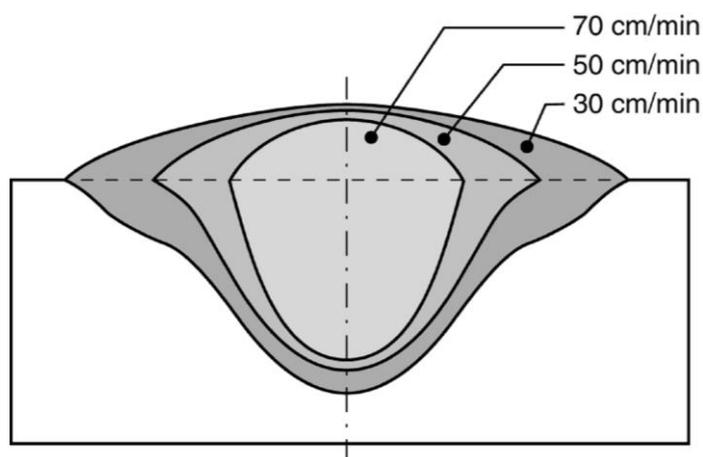
- Diâmetro do arame é responsável pela densidade de corrente do eletrodo, que por sua vez responde pela estabilidade do arco e o aporte de calor. A densidade de corrente é recíproca do quadrado do diâmetro do eletrodo. Se o diâmetro do arame for muito menor ou muito grande, há uma forte possibilidade de profundidade de penetração desequilibrada (Figura 3b).

Figura 3 - a) Efeito da polaridade e b) o diâmetro do arame no formato do metal de soldagem [17].



- Velocidade de soldagem: é a velocidade de deslocamento da fonte de calor em relação à peça de trabalho. Governa a penetração de forma que sua redução é produto do aumento da velocidade, o que resulta em uma largura de cordão mais ampla. Para a profundidade máxima de penetração, é necessário o conhecimento da velocidade ideal (Figura 4).

Figura 4 - Efeito da velocidade de soldagem no formato do metal de soldagem [17].



- Fluxo granular: o fluxo pode conter o material desejado para soldagem que pode ser perdido durante a soldagem. Os fluxos são de 4 tipos: fundidos, colados, aglomerados e mecanicamente misturados. Para remover a umidade são utilizados fluxos higroscópicos. Diferentes tipos de elementos de liga são incorporados para obter soldagem de alta resistência. Igualmente é responsável pela geração do gás de proteção, a molhabilidade do metal líquido, as características elétricas no arco e a limpeza da poça de fusão.
- Comprimento estendido (*strick out*): também conhecida como a distância bico de contato-peça (DBCP), controla a temperatura do arame antes do arco e a taxa de depósito. É uma importante variável do processo pois controla a quantidade de calor gerado por aquecimento resistivo por efeito Joule no eletrodo. Assim, o uso de um maior comprimento do eletrodo para um dado nível de corrente provoca um maior aquecimento do eletrodo (devido ao aumento de sua resistência elétrica) e aumenta a sua velocidade de fusão, particularmente quando se trabalha com altas densidades de corrente [18]. Valores recomendados deste parâmetro variam de 8 a 15 vezes o diâmetro do eletrodo.

Murugan *et al.* [19] através de seu estudo sobre previsão e controle da geometria do cordão e relações de forma na soldagem a arco submerso de tubos, concluíram que a tensão teve um efeito negativo na penetração, mas produz aumento no reforço e na largura do cordão. A taxa de alimentação do arame teve um efeito positivo significativo, mas a velocidade de soldagem teve um efeito negativo apreciável na

maioria dos parâmetros importantes do cordão. A penetração aumentou à medida que a taxa de alimentação do arame foi aumentada, enquanto a penetração diminuiu à medida que a velocidade de soldagem foi aumentada.

Na soldagem SAW, o arame e o fluxo desempenham um papel conjunto na determinação das propriedades da junta soldada e, portanto, não tem sentido especificá-los separadamente. No Brasil, para a soldagem SAW de aço carbono, a combinação de arame e fluxo é usualmente designada de acordo com a norma AWS A5.17 [13].

Juntas de topo em chapas de aço de até 8 mm de espessura podem ser soldadas sem chanfro e com abertura nula. Com aberturas de até 10% da espessura, podem ser soldadas juntas sem chanfro de até cerca de 15 mm.

### **3.3 Metalurgia da soldagem**

Para Marques *et al.* [10], na maioria dos processos de soldagem, é necessário que a junta seja aquecida até uma temperatura adequada para ocorrer a coalescência dos materiais. Na soldagem por fusão, particularmente no processo SAW, trabalha-se com fontes de calor. Esta transferência de calor da fonte para a junta causa alterações de temperatura na junta soldada e nas regiões adjacentes ao metal base, que dependem da forma com que o calor é difundido para o restante do material sendo soldado.

A energia de soldagem caracteriza essa quantidade de calor transferido por unidade de comprimento da junta, sendo assim na soldagem a arco elétrico energia de soldagem também é definida como o calor cedido à junta soldada por unidade de comprimento e é calculada pela Equação 2 [10]. Considerado um parâmetro de elevada importância metalúrgica, pois juntamente com as características geométricas da junta é determinante nos ciclos térmicos impostos ao material e, portanto, nas possíveis transformações microestruturais e no comportamento da junta soldada [5]. Além disso, é útil na comparação de diferentes procedimentos e processos de soldagem, sendo a energia líquida de soldagem, também chamada de calor imposto ou aporte térmico (*heat input*) o parâmetro mais adequado. Segundo Marques e

Modenesi [10], a tecnologia da soldagem se caracteriza por um grande número de variáveis e parâmetros operacionais inter-relacionados de maneira quase sempre complexa.

$$H = \eta \frac{U.I}{v} \quad (\text{Equação 2})$$

Onde: H corresponde à energia de soldagem (J/mm),  $\eta$  ao rendimento, U a tensão elétrica (V), I é a intensidade de corrente (A) e v é a velocidade de soldagem (mm/s).

De maneira geral,  $\eta$  varia de acordo com diversos parâmetros operacionais, lamentavelmente, essas influências são difíceis de serem consideradas usualmente. A Tabela 1 apresenta alguns valores usuais para o rendimento térmico.

Adicionalmente, os efeitos térmicos de um processo de soldagem também dependem das características do metal de base, da junta e da própria fonte de calor (densidade de energia). Assim, H deve ser utilizado com cautela na comparação de processos de soldagem ou na avaliação de seus efeitos, uma vez que os valores reais podem ser significativamente diferentes dos valores estimados em uma dada situação, levando a erro nas previsões das consequências da soldagem na estrutura e/ou propriedades do material.

Tabela 1 - Rendimento térmico de processos de soldagem a arco.

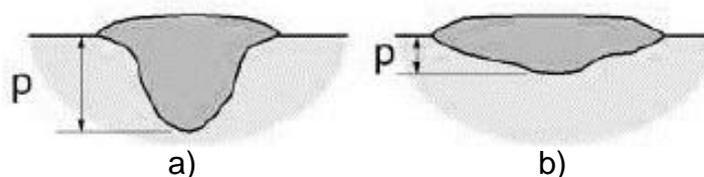
<b>Processo</b>	<b><math>\eta</math></b>
SMAW	0,65 – 0,85
GMAW	0,65 – 0,85
GTAW (CDEN)	0,50 – 0,80
GTAW (CA)	0,20 – 0,50
SAW	0,80 – 0,99
Oxi-gás	0,25 – 0,80

Fonte: Marques e Modenesi [10].

Os efeitos na peça nem sempre seguem a relação direta com energia de soldagem, pois os parâmetros de soldagem, tais como: corrente, tensão e velocidade de

deslocamento, afetam de modo diferente a intensidade do arco e o rendimento térmico do processo. Desse modo, embora utilizando o mesmo processo e energia de soldagem, é possível obter soldas de formatos completamente diferentes pela variação individual dos parâmetros de soldagem, como se observa na Figura 5 [11].

Figura 5 - Efeito dos parâmetros de soldagem na geometria de cordões depositados com uma energia de soldagem de aproximadamente 1,8 kJ/mm.



Fonte: Adaptado de Modenesi, Marques e Santos [11].

### 3.4 Carbono equivalente (CE)

A soldabilidade de um aço é classificada de acordo com seu carbono equivalente (CE) [5]. Sendo este um parâmetro que expressa a tendência à formação de constituintes duros, como a martensita, na microestrutura do material soldado, por influência da composição química [5]. Existem, na literatura, para o cálculo do carbono equivalente [4], diversas equações desenvolvidas para diferentes aplicações e faixas de composição química dos aços. A adotada neste trabalho é equação definida pela IIW (Instituto Internacional de Soldagem):

$$CE_{IIW} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr+Mo+V}{5} + \frac{Cu+Ni}{15} \quad (\text{Equação 3})$$

Do ponto de vista metalúrgico, o CE pode estar relacionado ao desenvolvimento de microestruturas sensíveis ao hidrogênio, pois a medida em que o CE aumenta, as microestruturas que são desenvolvidas durante o resfriamento através da faixa de temperatura de transformação tornam-se cada vez mais suscetíveis a trincas induzidas por hidrogênio. Em altos valores de teor de carbono, pode-se esperar estruturas martensíticas, que são em muitas vezes frágeis e que sem um tratamento adequado poderá gerar fontes de tensões e posterior desenvolvimento de trincas [5].

Outras equações podem ser utilizadas para obtenção do carbono equivalente, umas implementações desses métodos podem ser encontradas no sítio eletrônico da The Japan Welding Engineering Society (JWES) por meio da Calculation Software of Welding [5], e calculadas com base em diversas expressões compiladas no aplicativo, conforme Figura 6.

Figura 6 - Carbono equivalente de acordo com Calculation Software of Welding [20].

Chemical Composition Input(wt%)				Carbon Equivalents (wt%)	
C(<0.8)	<input type="text" value="0.16"/>	Mo(<1.0)	<input type="text" value="0.01"/>	CE(IIW)	0.314
Si(<1.5)	<input type="text" value="0.19"/>	V(<0.1)	<input type="text" value="0"/>	CE(WES)	0.321
Mn(<3.0)	<input type="text" value="0.89"/>	Nb(<0.1)	<input type="text" value="0"/>	Pcm	0.213
P(<0.025)		Ti(<0.1)	<input type="text" value="0"/>	CEn	0.308
S(<0.025)		Al(<0.1)	<input type="text" value="0.038"/>	<b>Transformation Temp (°C)</b> (Mn<2, Cu<1, Cr<2.5, Mo<0.5)	
Cu(<2.0)	<input type="text" value="0.01"/>	N(<0.01)		Ac3	868.4
Ni(<10.0)	<input type="text" value="0.01"/>	O(<0.01)		Ac1	733.0
Cr(<10.0)	<input type="text" value="0.01"/>	B(<0.003)	<input type="text" value="0.0001"/>	Ms	438.0

May 12, 2007 updated  
Source code by N.Y

Fonte: The Japan Welding Engineering Society.

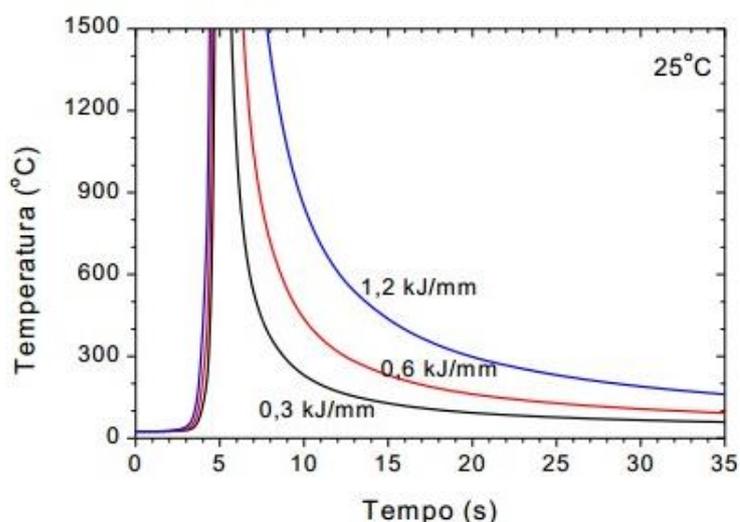
Os aços carbono com CE de até 0,15% possuem excelente soldabilidade por não serem temperados, já os com percentual de carbono entre 0,15% e 0,35% possuem boa solubilidade, entretanto, existe a possibilidade de endurecimento e algumas precauções devem ser tomadas. Quando o carbono equivalente excede 0,35%, recomendam-se pré-aquecimento. Altos níveis de CE exigem tanto o pré-aquecimento, como o pós-aquecimento [5,10]. No entanto, um carbono equivalente elevado não é indicador de que o aço não é soldável, mas sim de que são necessários cuidados cada vez maiores [5].

O carbono equivalente é uma medida muito importante, não só para determinar a soldabilidade do aço, como também para determinar influências nas propriedades mecânicas do material, susceptibilidade a trincas a frio e máxima dureza da ZTA [6].

### 3.5 Ciclo térmico de soldagem

Os ciclos térmicos apresentam grande importância na predição de fases durante a soldagem, eles determinam a microestrutura do material e sua morfologia e, portanto, suas propriedades mecânicas [10]. A seguir, o efeito do aporte térmico no ciclo térmico de soldagem (Figura 7) é descrito [11], como a variação de temperatura durante a soldagem em um ponto da peça com o passar do tempo.

Figura 7 - Representação esquemática do ciclo térmico na soldagem.



Fonte: Modenesi, Marques e Santos [11].

Cada um dos pontos é submetido a um ciclo térmico único que depende, dentre outros fatores, da localização deste ponto em relação à fonte de soldagem. Assim, o modo como as curvas representativas de ciclos térmicos se comporta refletem os aspectos importantes a respeito das condições utilizadas na soldagem, tipo de processo, propriedades físicas do material base, dentre outros. Normalmente esses fatores como o tipo de processo, utilização ou não de pré-aquecimento ou pós aquecimento, energia de soldagem, soldagem multipasses, são capazes de estabelecer diferenças na forma de uma curva de ciclo térmico [11].

De acordo com Marques *et al.* [10], os principais parâmetros que descrevem o ciclo térmico são:

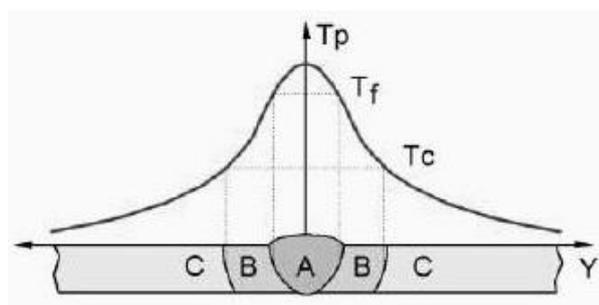
Temperatura de pico ( $T_p$ ): é a temperatura máxima atingida em um certo ponto e indica a possibilidade de ocorrência de transformações microestruturais. Depende das condições de soldagem, da geometria e das propriedades térmicas da peça, a temperatura inicial e a distância do ponto considerado à fonte de calor.

Tempo de permanência ( $t_c$ ) acima de uma temperatura crítica ( $T_c$ ): tal parâmetro pode ser de interesse para materiais em que a dissolução de precipitados e/ou crescimento de grãos pode ocorrer.

Velocidade de resfriamento ( $\phi$ ): este parâmetro é importante na determinação da microestrutura em materiais como os aços estruturais comuns, que podem sofrer transformações de fase durante o resfriamento. Em certa temperatura, a velocidade de resfriamento é dada pela inclinação da curva de ciclo térmico nesta temperatura.

No decorrer da realização do depósito, esta e as regiões circunvizinhas do metal base são submetidas a ciclos térmicos cujas temperaturas de pico decrescem à medida que se afasta do eixo central da junta – fonte de energia. Nestas circunstâncias, podem-se esperar alterações microestruturais, em relação ao material original, ao longo de sua seção transversal e uma microestrutura complexa, com diversas morfologias e fases. Esta região pode ser subdividida em três regiões básicas (Figura 8): metal de base (C), zona termicamente afetada (B) e zona fundida (A) [11]. As características microestruturais das regiões da junta soldada dependem basicamente das condições térmicas na qual a junta foi submetida e da composição química do metal de base e do metal de adição [11].

Figura 8 - Regiões da junta soldada.



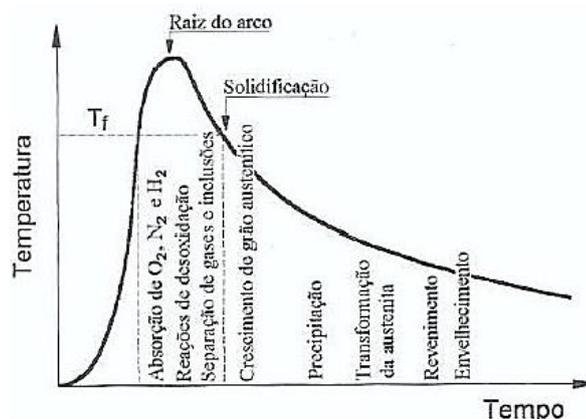
Fonte: Adaptado de Modenesi, Marques e Santos [11].

O metal de base é caracterizado pelas regiões mais afastadas da junta que não foram alteradas pelo ciclo térmico. Suas temperaturas de pico são inferiores a  $T_c$  [11].

### 3.6 Zona Fundida

Lippold & Kotecki [21] descrevem a zona fundida como a região onde ocorrem a fusão e a solidificação do material para formar a junta soldada. As temperaturas de pico desta região foram superiores a temperatura de fusão ( $T_f$ ) do metal base. Durante a soldagem esta região, em geral, é protegida por uma camada vítrea, produzida pela fusão de compostos existentes no fluxo. É constituída pelo volume fundido de metal base, de adição e elementos de liga contidos no fluxo, cuja composição química certamente é diferente daqueles materiais que a originaram e influenciam a propriedade da junta [22]. A química do metal na zona fundida é fortemente influenciada pelo fluxo, que são projetados para controlar a química da poça de fusão, bem como a física do arco elétrico, conferindo propriedades metalúrgicas desejadas; podem também, interferir no processo de solidificação, através da adição de inoculantes que favorecem a nucleação de fases de interesse tecnológico como a ferrita acicular. Na fronteira entre a zona fundida e a ZTA encontra-se a linha de fusão, região onde ocorreu fusão parcial resultando em uma mistura de estruturas de grãos [10]. A Figura 9 apresenta as alterações e reações esperadas na soldagem a arco de um aço de baixo carbono, para um ponto situado na zona fundida [10].

Figura 9 - Diagrama esquemático mostrando diferentes alterações que podem ocorrer na zona fundida em uma junta soldada em um aço de baixo carbono



Fonte: Adaptado de Modenesi, Marques e Santos [11].

Normalmente nos aços carbono, C-Mn e de baixa liga, a zona fundida (ZF) resultado de um só passe apresenta os constituintes mais comuns resultantes da decomposição da austenita que são formados pela ferrita, agregados da ferrita com carbonetos e a martensita. Sendo que a ferrita pode assumir diferentes morfologias, algumas de difícil distinção. As características desta microestrutura, tanto em escala microscópica como em escala sub-microscópica, são de suma importância para determinar as propriedades finais da ZF [5,10,11,21].

Entretanto, os constituintes são, em geral, de identificação difícil, particularmente por microscopia óptica. Esta dificuldade é ainda maior considerando-se a distinção na aparência destes constituintes em relação aos usualmente observados no metal base. Estas dificuldades causaram, há algumas décadas, a proliferação de terminologias diferentes e conflitantes para descrever a microestrutura do metal de soldagem. Existem pelo menos cinco métodos importantes para a classificação da morfologia da ferrita. São elas: Dubé modificada por Aaronson, IIW, ISIJ, Anelli e Di Nunzio e Thewlis. No entanto, nesse trabalho será considerado a classificação do Instituto Internacional de Soldagem (IIW) por se tratar da microestrutura de aços soldados, conforme a Tabela 2 [4,18].

Tabela 2 - Classificação segundo IIW dos microconstituintes encontrados na ZF.

<b>Nomenclatura do Microconstituente</b>	<b>Abreviação</b>
Ferrita primária	PF
Ferrita de contorno de grão	PF(G)
Ferrita intragranular	PF(I)
Ferrita com segunda fase	FS
Ferrita com segunda fase não-alinhada	FS(NA)
Ferrita com segunda fase alinhada	FS(A)
Placas laterais de ferrita ( <i>side plates</i> )	FS(SP)
Bainita	FS(B)
Bainita superior	FS(UB)
Bainita inferior	FS(LB)
Ferrita acicular	AF
Agregado ferrita-carboneto	FC
Perlita	FC(P)
Martensita	M
Martensita em ripas	M(L)
Martensita maclada	M(T)

Fonte: ASM Handbook Welding [4].

### 3.7. Zona termicamente afetada

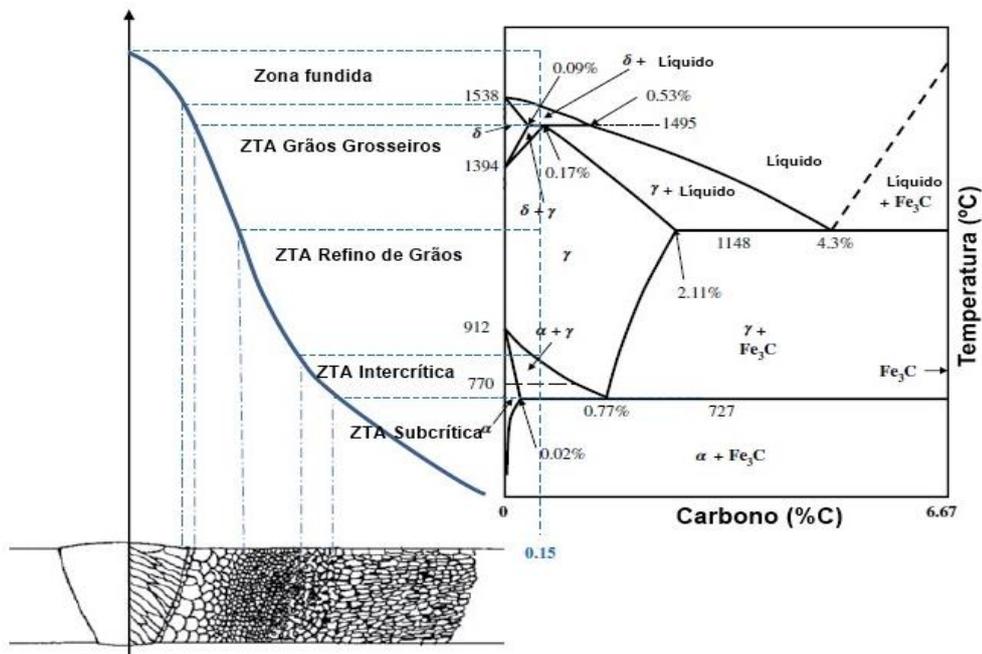
Compreende as regiões não fundidas da junta soldada cuja estrutura e/ou propriedades mecânicas foram alteradas pelas variações de temperatura durante a soldagem [5]. Para Lippold & Kokechi [21], trata-se de uma região que separa a zona parcialmente fundida do metal de base.

Nessa região, o metal de base é aquecido a altas temperaturas, mas em temperatura inferior ao ponto de fusão; contudo, a energia fornecida é suficiente para gerar alterações microestruturais [5]. A evolução da microestrutura no ZTA pode ser bastante complexa, dependendo da composição do metal de base e dos fatores que determinam o ciclo térmico de soldagem. Em particular nos processos de fusão a arco elétrico, o processo de soldagem, a entrada de calor, o tipo de material e a condição do material antes da soldagem são variáveis importantes que podem afetar o histórico térmico da ZTA e, portanto, as microestruturas resultantes [6]. Essas transformações também dependem da temperatura de pico e do tempo em que a região resfria entre

800 e 500 °C, parâmetro denominado  $\Delta t_{8/5}$ , essencial para predição da microestrutura em aços.

A Figura 10 apresenta o diagrama de fase Ferro-Carbono e a repartição térmica descrevendo as características morfológicas da ZTA em junta soldada de aço baixo carbono [6,10]. À esquerda pode-se observar a repartição térmica do processo de soldagem, onde representa a relação entre a distância da linha de centro do cordão e a temperatura de pico obtida na ZTA e as transformações na microestrutura relacionadas com o diagrama Fe-Fe<sub>3</sub>C, na condição de equilíbrio termodinâmico.

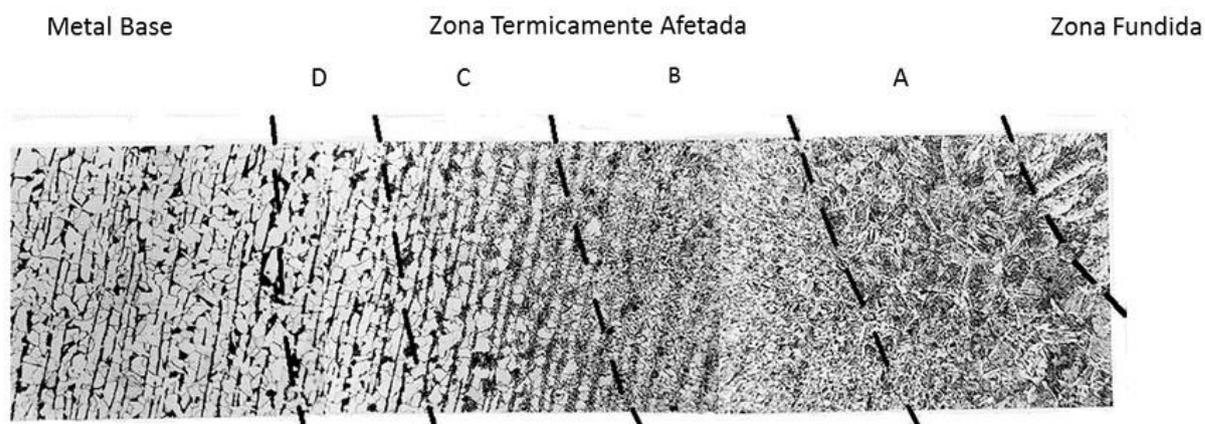
Figura 10 - Diagrama Fe-Fe<sub>3</sub>C e ZTA de aço com 0,15% C.



Fonte: Adaptado de Lippold [2].

O efeito da temperatura em diferentes regiões do metal de base dar-se-á origem as transformações microestruturais da ZTA que são respectivamente: A é a região de granulação grosseiro (ZTAGG), B a região de refino de grão (ZTARG), C a região intercrítica (ZTAIC) e D a região subcrítica (ZTASC), conforme Figura 11 [11].

Figura 11 - Estrutura da ZTA de um aço de baixo carbono.



Fonte: Modenesi [11].

Localizada junto à linha de fusão e submetida a temperatura de pico superior a  $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ , a região de granulação grosseira é caracterizada por um tamanho de grão austenítico maior, gerando, no resfriamento, uma microestrutura mais grosseira. A microestrutura final desta região depende da composição química do aço e da sua velocidade de resfriamento após soldagem. Em função do aumento da a região de têmpera, para aços de alta temperabilidade, esta região é caracterizada por uma microestrutura rica em constituintes aciculares como bainita e martensita. Assim, tende a ser a região potencialmente sensível da ZTA, podendo apresentar dureza elevada e ter uma baixa resistência mecânica, também o desenvolvimento de trincas. Nos processos de soldagem que apresentam alto aporte térmico como a soldagem em arco submerso (SAW), os grãos austeníticos tendem a ser maiores. Estes problemas são mais comuns para aços com teor de carbono mais elevado e para aços ligados.

A região de granulação fina apresenta temperatura de pico variando entre  $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$  e a temperatura  $A_3$  ( $910\text{ }^{\circ}\text{C}$ ). Sua estrutura apresenta granulação fina, semelhante à de um material normalizado, não sendo, em geral, uma região problemática na ZTA dos aços, exceto para aqueles temperados e revenidos, onde ela pode apresentar menor resistência mecânica que o metal base.

Na região intercrítica, o material é aquecido, durante a soldagem, entre as linhas  $A_3$  e  $A_1$  (diagrama Fe-Fe<sub>3</sub>C) e sofre uma transformação parcial, pois apenas parte de sua estrutura é transformada em austenita, que se decompõe em seguida durante o

resfriamento. Em alguns casos, particularmente na soldagem multipasse, constituintes de elevada dureza e baixa tenacidade podem se formar nesta região. No resfriamento, estas regiões que se apresentam com um teor de carbono maior do que teor médio do aço, podem se transformar em martensita se a velocidade de resfriamento for suficientemente elevada.

A última região da ZTA, a chamada região subcrítica corresponde ao metal base aquecido a temperaturas inferiores a  $A_1$ , por isso apresenta apenas pequenas alterações microestruturais visíveis ao microscópio óptico em aços na condição laminado a quente ou normalizado. Já na soldagem de aços tratados termicamente, esta região pode sofrer um super revenimento e promover a perda de resistência mecânica ou dureza (em relação ao metal base). Nestas condições, a região intercrítica é mais extensa e apresenta uma queda de dureza em relação ao metal base.

Assim, pode-se dizer que quanto menor a extensão e a granulometria da ZTA, menor a modificação desta estrutura e menor o seu risco de fragilização devido à formação de microestruturas frágeis e indesejáveis [5], embora isso pode ser associado a processos de soldagem de menor aporte térmico [6].

### **3.8. Descontinuidades no processo SAW**

De acordo com o ASM Metals Handbook [4], apesar do processo SAW apresentar alta entrada de calor sob uma cobertura de fluxo granular, fato que reduz, mas não isenta a chance de descontinuidades na junta. Falta de fusão, formação de escória, fissuração por solidificação, trincas por hidrogênio ou porosidade são descontinuidades que ocasionalmente podem ocorrer.

A presença de descontinuidades na junta soldada pode levar a grandes falhas se não for detectada antecipadamente e a peça substituída ou reparada. A junta soldada pode suportar as condições de serviço mesmo com as descontinuidades, se estiverem dentro dos limites de aceitação por normas. Esses critérios de aceitação variam de

acordo com os requisitos e aplicações de diferentes padrões. As discontinuidades de soldagem mais ocorrentes no processo SAW descritos a seguir.

**Falta de Fusão e/ou Penetração:** A falta de fusão ocorre quando o metal depositado não consegue fundir em um lado da junta soldada, na raiz ou parede lateral da junta. Já a falta de penetração ocorre quando ambos os lados da junta não estão fundidos. Em geral, isso acontece quando a temperatura não está adequada e a energia aportada (*Heat input*) não é suficiente para fundir o material de base, ângulo de chanfro muito pequeno ou limpeza insuficiente de superfícies oleosas. O arame deve ter um diâmetro adequado que permita o acesso necessário a raiz. O posicionamento inadequado do arame de aporte pode também ser responsável por esse tipo de discontinuidade. Nesse caso, o metal de soldagem pode ficar muito fluido e não dar a possibilidade da escoria se destacar ao final do processo (ficando presa abaixo do cordão), ou se o arame ficar com um *stickout* muito grande, não haver fusão entre o metal de adição e o metal de base. Um reforço em forma de coroa, causado por uma baixa tensão de soldagem também pode contribuir para o aprisionamento de escória e a falta de fusão, isso por não permitir que o metal líquido se espalhe uniformemente.

**Trincas de solidificação:** As trincas por solidificação são discontinuidades locais produzidas no estágio final de solidificação, quando o cordão de soldagem tem resistência insuficiente para suportar as tensões de contração geradas à medida que o conjunto do metal se solidifica. Geralmente, ocorre devido ao formato do cordão de soldagem, projeto da junta, ou escolha incorreta de consumíveis de soldagem [10]. O formato da poça de fusão e o seu padrão de solidificação também influenciam a sensibilidade à fissuração. Condições de solidificação que levam ao crescimento dos grãos colunares para o interior da poça, favorecem o aparecimento de trincas. Essas condições ocorrem em cordões de elevada relação penetração/largura, com formato de sino ou de acabamento côncavo [11].

Trincas por hidrogênio: Considerado um dos maiores problemas de soldabilidade dos aços estruturais comuns, particularmente para processos de baixa energia de soldagem. Diferente da fissuração por solidificação, que aparece imediatamente após a soldagem, a trinca por hidrogênio é um processo retardado e pode ocorrer de várias

horas a vários dias após a soldagem ter sido concluída [5,11]. Ela pode ocorrer tanto na ZTA como na ZF. A trinca se forma quando o material está próximo da temperatura ambiente. Para minimizar esse tipo de descontinuidade, todas as fontes possíveis de hidrogênio presentes no fluxo, eletrodo ou junta devem ser eliminadas. O fluxo, eletrodo e placa devem estar limpos e secos [10]. Segundo Modenesi [11], durante a soldagem, o hidrogênio proveniente de moléculas de material orgânico e umidade que são dissociadas no arco é absorvido pela poça de fusão, ficando em solução no metal de soldagem após a solidificação. O hidrogênio difunde-se rapidamente no aço, atingindo regiões da ZF e, principalmente, da ZTA cuja microestrutura é fortemente fragilizada pela sua presença. Microestruturas de elevada dureza, em particular a martensita, são mais sensíveis à fissuração pelo hidrogênio.

**Mordedura:** É um sulco irregular localizado na ponta da soldagem adjacente ao metal de base. É uma descontinuidade mais comum no processo de soldagem por arco e é causada por alta tensão de arco com preenchimento insuficiente, devido à baixa corrente ou alta velocidade de soldagem. Ocorre quando a taxa de deposição e o reforço são reduzidos devido a uma rápida velocidade de soldagem. O ângulo de reforço do depósito irá diminuir como resultado disto, e um cordão de soldagem mais íngreme será formado. Isto criará uma força de tensão superficial sobre o metal fundido ao longo da direção da superfície na qual o cordão é íngreme. Como resultado disto, o metal fundido extrairá das bordas para o centro do cordão, resultando em rebaixamento nas bordas do cordão quando o metal fundido solidifica.

### 3.9 Soldagem de chapas espessas

As chapas grossas são utilizadas em indústrias como a construção naval, nuclear, petróleo, gasodutos, bem como a grande indústria de construção de aço. Portanto, torna-se muito importante estudar o processo de soldagem em chapas grossas, já que as espessuras das chapas de aço utilizadas são superiores a 20 mm. Ao usar a soldagem a arco para unir placas mais grossa, aumenta significativamente a área da ranhura, o tempo de ciclo e o consumo de arame de alimentação. Portanto, a eficiência de soldagem é baixa [23].

Além disso, uma grande entrada de calor junto com a grande restrição da chapa leva a tensões residuais relativamente grandes, diminuindo o desempenho da soldagem [24]. Usar o processo de soldagem com chanfro estreito pode resolver o problema acima até certo ponto. No entanto, existe um certo receio em utilizar esta técnica de soldagem estreitas devido à sua fraca adaptação e à elevada exigência de equipamentos de soldagem [25]. A soldagem de chapas grossas com alta relação profundidade-largura, baixo aporte de calor e pequena deformação induzida por calor, podem ser alcançadas empregando processos de alta densidade de energia como na soldagem por feixe de elétrons [26] ou laser [27], embora sejam processos de alto valor agregado devido a especificidade dos equipamentos e que exigem limite de tolerância dimensional muito estreito.

A soldagem de chapas espessas pode ser particularmente crítica em aços inoxidáveis, já que a resistência à corrosão e as propriedades mecânicas podem ser severamente prejudicadas quando os aços inoxidáveis duplex e superduplex são repetidamente reaquecidos na faixa de aproximadamente 600 a 1000 °C, como acontece na soldagem multipasse, por conta da formação de fases intermetálicas indesejáveis prejudiciais, bem como a formação secundária de austenita e precipitação de nitretos [28-30]. Considerando as questões acima mencionadas e, portanto, para apoiar a soldagem bem-sucedida de aços inoxidáveis duplex e super duplex, diretrizes específicas são recomendações [31,32].

### **3.10 Aumento da produtividade em SAW**

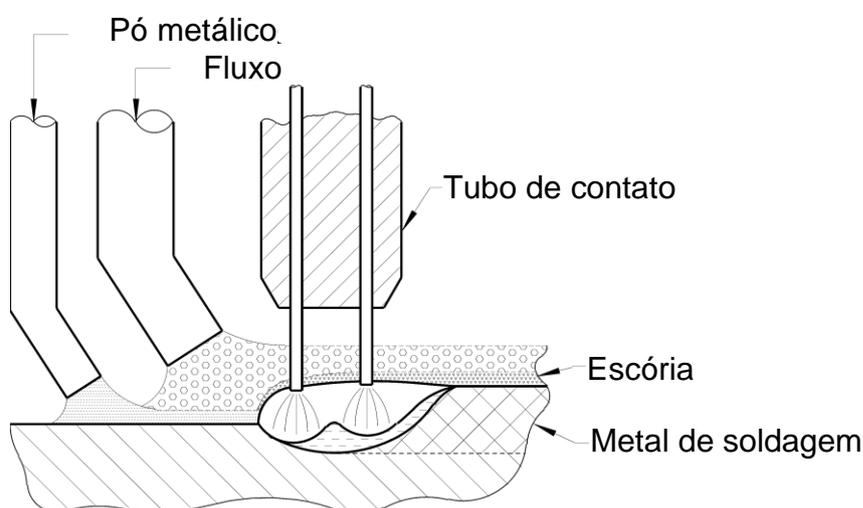
Os processos de soldagem de chapas grossas requerem uma atenção especial, pois há muitas variáveis para atingir as propriedades mecânicas desejada da junta soldada. O aporte de calor na junta deve ser mantido controlado o suficiente para evitar grandes distorções e o depósito deve ser homogêneo e livre de defeitos. Existem inúmeras razões para aumentar a taxa de deposição do processo de soldagem. A soldagem é um dos principais fatores que influenciam o custo e a qualidade de produção, ocupando uma parcela significativa do tempo de produção e constituindo aproximadamente 10% do custo total do produto. Além disso, as chapas de aço HSS (*High Strength Steels*) são sensíveis à alta taxas de calor e as

considerações de fabricação exigem altas taxas de deposição para reduzir o tempo de soldagem. Todos esses parâmetros são críticos para fornecer resultados satisfatórios nos testes Charpy, essenciais na indústria [33].

Para o processo SAW com um arame, a geometria do cordão e forma do chanfro afetam o número de passes necessários para preencher o espaço de uma junta. A geometria do cordão é influenciada pelos parâmetros de soldagem, como corrente de soldagem, tensão do arco, velocidade de soldagem e distância do bico de contato na peça (*stickout*), pois eles controlam o aporte térmico na que é responsável pela fusão do metal base e do metal de adição.

Na soldagem a arco submerso, existem várias maneiras de aumentar a produtividade na soldagem: soldagem com arame múltiplo, soldagem com eletrodo múltiplo, soldagem com arame quente, soldagem com arame frio e soldagem com adição de pó metálico, como se observa na Figura 12 [34].

Figura 12 - Dispositivo de soldagem com eletrodo de arame duplo e o pó de metal fornecido ao sulco de soldagem à frente do cabeçote de soldagem [34].



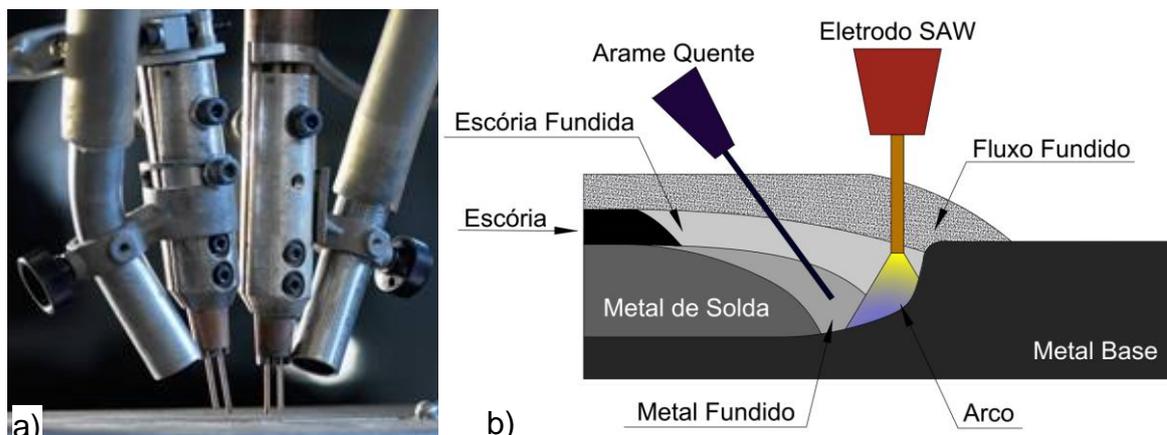
Segundo Weman [35], para o processo de arco submerso existem diferentes mecanismos para aumentar sua produtividade, descritos brevemente a seguir:

- Comprimento do arame (*stickout*): o aumento do *stickout* tem o efeito de aquecer o arame por resistência, proporcionando uma taxa de deposição 20-50% maior, o que significa que a soldagem velocidade pode ser aumentada.

- Soldagem tandem: esse arranjo emprega dois ou mais eletrodos, um atrás do outro, alimentando a mesma poça de fusão. O primeiro eletrodo é conectado a uma fonte DC positiva e o segundo é conectado a uma fonte AC. Isso significa que o primeiro eletrodo produz a penetração desejada, enquanto o outro preenche a ranhura e produz a forma necessária. O uso de CA no segundo arame e nos subsequentes também reduz o problema do efeito de sopro magnético entre. Este arranjo pode alcançar uma produtividade muito alta [17].
- Soldagem a arco duplo: essa tecnologia envolve a alimentação de dois arames em paralelo através do tubo de contato. Difere da soldagem tandem por usar apenas uma unidade de potência e um alimentador de arame. Dependendo do resultado desejado, os eletrodos podem ser dispostos lado a lado ou um atrás do outro. Em comparação com o uso de um eletrodo único, a soldagem a arco duplo arame resulta em uma maior taxa de produção de material fundido e maior estabilidade. Uma máquina de soldagem de arco duplo pode ser facilmente produzida instalando uma máquina de arame único com rolos de alimentação e pontas de contato para dois eletrodos. Sem custos muito mais altos, é possível aumentar a taxa de deposição em 30-40% em comparação com a de uma máquina de eletrodo único. Os diâmetros de eletrodos normalmente usados para soldagem de topo são 2,0, 2,5 e 3,0 mm, com separações entre eletrodos de cerca de 8,0 mm.
- Arame quente: envolve o uso de um arame adicional, aquecido de forma resistiva pela corrente de soldagem, o que pode aumentar a quantidade de material fundido em 50-100%.
- Arame frio: dois arames são usados, mas apenas um conduz a corrente, o outro é alimentado no arco pela lateral. Isso aumenta o rendimento em 35-70% e possibilita um maior controle de aporte térmico.

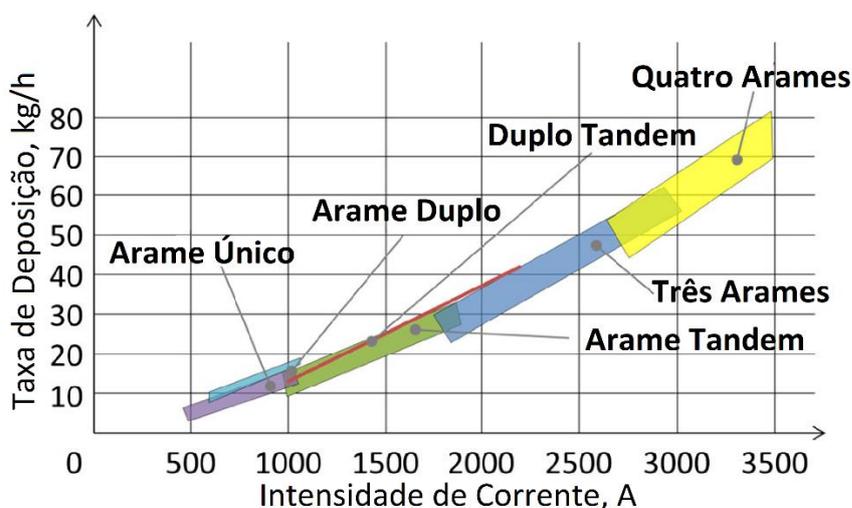
A Figura 13 apresenta imagens relativas aos processos de soldagem SAW tandem e arame quente (*hot wire*).

Figura 13 - a) Imagem do SAW tandem com dois arames [36] e b) esquema do processo SAW com arame quente [37].



A Figura 14 evidencia a produtividade das diferentes tecnologias, considerando como parâmetro de medição a taxa de depósito.

Figura 14 - Diferentes possibilidades para aumentar a taxa de deposição no processo SAW. Adaptado de Weman [38].



Segundo Farhat [39], a união de chapas de média a alta espessura geralmente necessita de SAW multipasse, que requer limpeza intermediária da junta e seleção da temperatura de interpasse apropriada para garantir uma boa qualidade da junta soldada. O processo de soldagem a arco submerso em tandem de dois arames (SAW-T) fornece deposição simultânea de dois eletrodos – um eletrodo conduz o outro na direção da soldagem – em uma única poça de fusão, resultando em maior taxa de deposição em comparação com o processo SAW convencional de arame único [40].

O processo de soldagem a arco submerso em tandem de dois arames envolve deposições simultâneas de arames de ambos arame-eletrodos com o arame principal geralmente conectado a uma fonte de alimentação CC e o arame conectado a uma fonte de alimentação CA pulsada. O perfil do cordão de soldagem e as propriedades mecânicas na soldagem submersa em tandem são significativamente afetados pelos transientes de corrente do arame-eletrodo à frente e à direita e pela velocidade de soldagem [41]. Para Kiran *et al.* [42], o processo de soldagem a arco submerso em tandem arames com dois arames (SAW-T) é uma alternativa potencial para substituir o processo SAW de arame único convencional, em particular, para a união de chapas de média a alta espessura. Essa técnica permite atingir maiores velocidades de soldagem SAW-T de um passe em chapas de aço de 10 mm de espessura em comparação com o processo SAW convencional.

O uso de processos de elevada produção altamente automatizados representa um desenvolvimento necessário na construção naval. Este método permite obter uma junta com penetração completa (*complete joint penetration*) sem a necessidade de reiniciar o cordão. Por outro lado, no que diz respeito à investigação que visa o aumento da produtividade, o progresso tecnológico tem sido acompanhado por um refinamento significativo das características dos fluxos e uma melhoria contínua do seu comportamento elétrico, com a possibilidade de utilização de sistemas multi-cabeçotes, multi-arames com fornecimento de alimentação independente para cada cabeçote, normalmente acoplando um cabeçote CC com cabeçotes alimentados por CA adicionais [43].

Assim, a partir do valor de 5 kg/h, característico de aplicações SAW arame único, é possível alcançar:

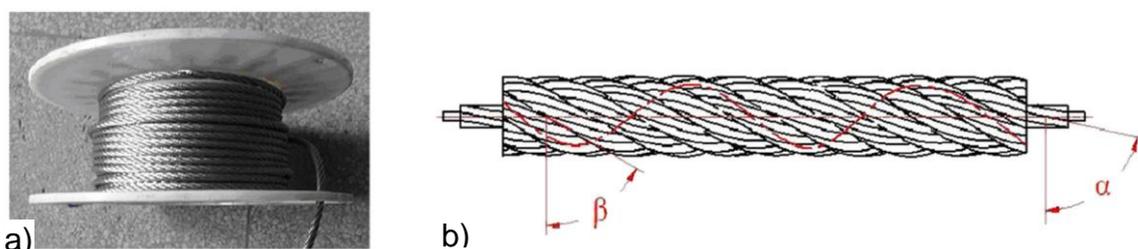
- 8 kg/h para arames tubulares;
- 12 kg/h para soldagem de cabeçote único com arco duplo;
- 20 kg/h para soldagem tandem com alimentação AC+DC;
- 25 kg/h para soldagem de cabeçote único com arame a frio;
- 40 kg/h para soldagem a arco de cabeçote triplo com 1 DC + 2 fontes CA;
- 50 kg/h para soldagem com cabeçote duplo em tandem e arame arame frio;

- 100 kg/h para seis sistemas de arco com 1 DC + 5 fontes AC.

Atualmente, o aço de baixa liga de alta resistência tem sido amplamente utilizado na construção naval, vasos de alta pressão, máquinas pesadas e engenharia oceânica por sua alta resistência e boa tenacidade. Por exemplo, Yang *et al.* [44], realizaram soldagem a arco duplo de dupla face (DSAW), com alta eficiência, pois não requer soldagem posterior em chapa grossa de aço de baixa liga de alta resistência.

Outro desenvolvimento interessante é o processo SAW-CCC (*cable-type welding wire*) que emprega um cabo com 49 arames (Figura 15). Neste trabalho [45], SAW de 49 arames ( $\varnothing$  5,4 mm) e SAW de arame único ( $\varnothing$  5,0 mm) são usados para comparar a taxa de deposição, consumo de energia e propriedades de processamento de juntas de soldagem.

Figura 15 - a) Cabo usado como aporte para o processo SAW-CCW e b) construção do cabo a partir de 49 arames.



As taxas de fusão do arame de soldagem e deposição de metal são 60% maiores para SAW de 49 arames do que para SAW de arame único quando os mesmos parâmetros de soldagem são usados.

### 3.11 Processo SAW-ICE

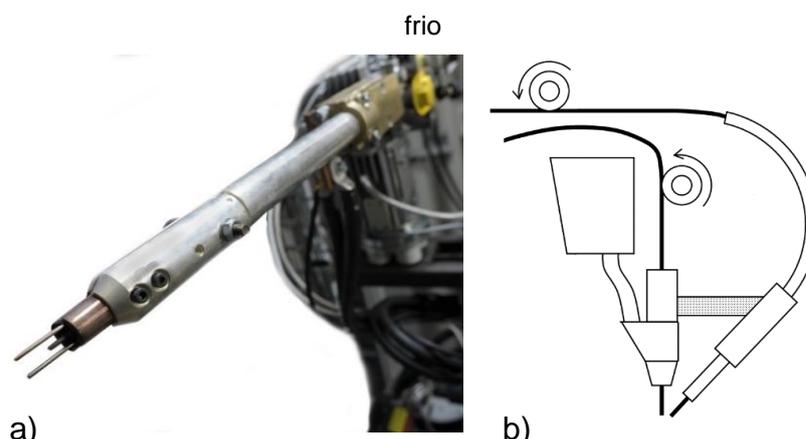
A soldagem a arco submerso é o método utilizado para soldagem de seção grossa na posição de topo, sendo um método altamente econômico para fabricação. A adição de arame frio proporciona um aumento na taxa de deposição sem um aumento concomitante na entrada de calor. Ele também fornece uma estrutura de grão de zona termicamente afetada (ZTA) mais fina e zona termicamente afetada estreita em

comparação com a soldagem a arco submerso convencional. A adição de arame frio produziu soldas de qualidade com menores aportes de calor.

A tecnologia ICE™ – *Integrated Cold Electrode*, consiste no processo de soldagem SAW Twin Arc otimizado. O processo possui seu grande diferencial em um terceiro arame isolado e centralizado entre os dois arames energizados, como mostrado na Figura 16a, onde o terceiro arame é alimentado a frio e controlado de forma sinérgica. Esta tecnologia utiliza o excesso de calor gerado no processo de soldagem Twin Arc, para fundir este terceiro arame isolado, fazendo com que o metal fundido se incorpore a poça de fusão sem a necessidade de adicionar mais calor.

A adição de um arame frio para aumento da produtividade no processo SAW não é um conceito novo. Uma série de soluções técnicas para alimentar um terceiro arame à poça de fusão vem sendo aplicada ao longo dos anos com diferentes níveis de desempenho e áreas de aplicação. A maioria destas soluções adiciona o arame frio no processo SAW convencional, com arame único (*single wire*), este arame é adicionado à poça de fusão em um determinado ângulo lateral ao arame energizado.

Figura 16 - a) Cabeçote SAW - ESAB ICE™ e b) cabeçote SAW convencional com adição de arame



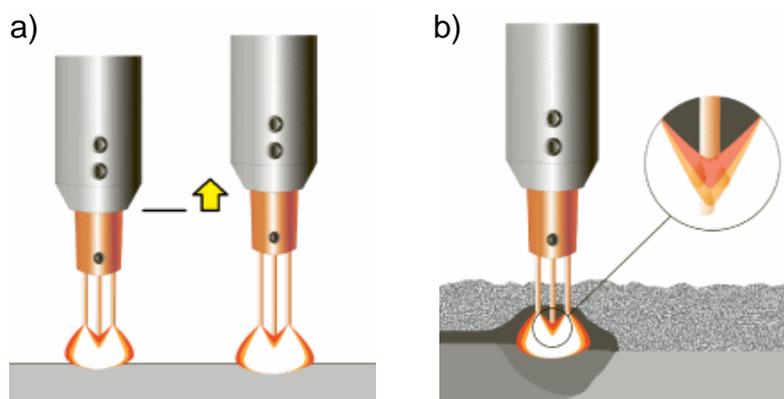
Este tipo de solução, demonstrada esquematicamente na Figura 16b, apresenta muitos desafios, sendo a estabilidade do processo o maior deles, desta forma, verificamos que estas soluções convencionais não são robustas o suficiente na maioria das aplicações, sendo muito sensíveis às mudanças das condições de soldagem. A tecnologia ESAB-ICE™ foi desenvolvida para resolver estes problemas

e entregar um processo robusto e seguro, menos sensível as variações das condições de soldagem.

O processo ESAB-ICE™ utiliza e segue o mesmo princípio do arco submerso Twin Arc, sendo seguro e fácil de ser empregado. Penetração, largura do cordão de soldagem, a quantidade de material fundido, diluição com o material de base e distribuição do material de adição no cordão de soldagem não são diferentes do processo Twin Arc convencional. Porém, ajustando a velocidade de alimentação do arame frio, entregam-se novas formas de controle da taxa de deposição, altura do reforço do cordão e estabilidade do processo. O aporte de calor é igual no processo ESAB-ICE™, uma vez que os mesmos parâmetros são utilizados. O arame frio não é energizado, portanto, não é adicionado ao cálculo do aporte térmico, embora altere o balanço de calor da poça de fusão.

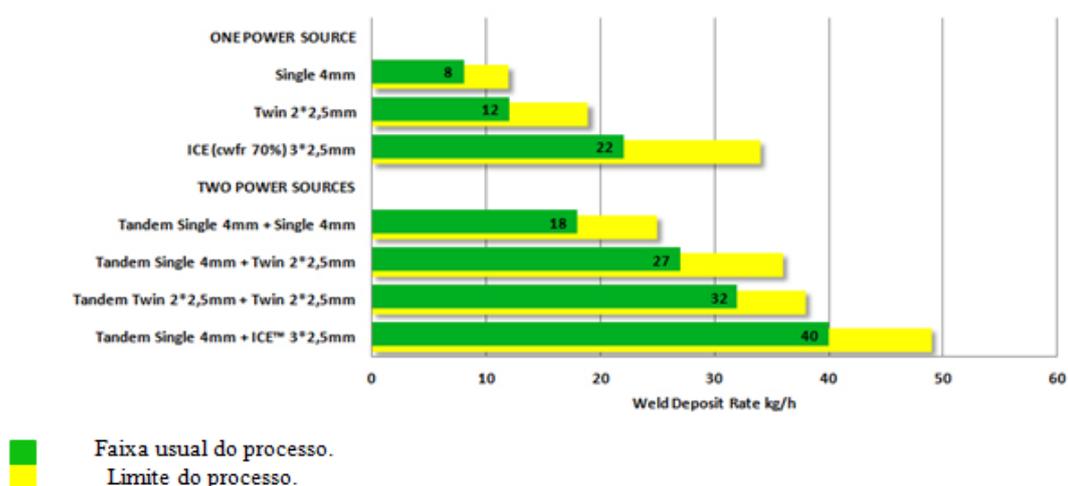
Integrando-se o arame a frio no centro da tocha de soldagem e entre os dois arames energizados, aumenta-se a robustez e estabilidade ao processo. O sistema é controlado por um regulador de processo sinérgico, que entende possíveis variações de processo, estabilizando o arco e a poça de fusão. Esta tecnologia faz com que o processo fique mais robusto e menos sensível a variações, como alterações no *stick-out*, como se observa na Figura 17a, ou variações do ponto de fusão do arame frio. O sistema controla também a velocidade de alimentação do arame, fazendo com que seja compatível com a quantidade de calor gerada pelos arcos do processo Twin Arc, facilitando o ajuste e se adequando a diferentes tipos de juntas (Figura 17b).

Figura 17 - a) Possíveis variações de stick-out e b) terceiro arame sinérgico.



O sistema dentro de sua flexibilidade, ainda pode ser utilizado na configuração Tandem ICE™, adicionando-se mais uma fonte e cabeçote de soldagem é possível trabalhar com mais um arame *lead wire*, geralmente de maior diâmetro utilizado como primeiro arame, fazendo com que o processo se torne ainda mais produtivo (Figura 18), e com maior nível de penetração.

Figura 18 - Taxa de deposição (kg/h), por tipo de processo SAW.



Empregando essa técnica, Anderson e Thanlow [46] revisaram a influência do arame frio e da adição de flúor na tenacidade do metal na soldagem a arco submerso. Rigdal *et al.* [47] propuseram a soldagem sinérgica por arco submerso com arame frio, enquanto Ramakrishnan *et al.* [48] previram o efeito da adição de arame frio na geometria do cordão de soldagem.

Recentemente, Ramakrishnan e Muthupandi [49] realizaram a soldagem no SA299 (material de caldeira), obtendo melhor comportamento nas propriedades mecânicas e metalúrgicas. Além disso houve um aumento na taxa de deposição em 100% e diminuição na diluição percentual em 100%, a redução de 30% da ZTA em relação ao processo SAW convencional. Igualmente observaram melhora considerável na resistência ao impacto de baixa temperatura do metal de soldagem com SAW de arame frio de chapas grossas, juntamente com a resistência e dureza devido a melhorias microestruturais (alta quantidade de ferrita acicular) tanto na condição de pós-soldagem quanto na condição tratada termicamente. Esta técnica leva a uma redução de 40% no número de passadas necessárias para completar uma junta de

140 mm de espessura. E finalmente a técnica de adição de arame frio em SAW leva também a uma economia de 30% no consumo de fluxo em comparação com SAW convencional.

Mohammadijoo *et al.* [50], usaram arame frio na soldagem a arco submerso tandem convencional (TSAW), nomeado como processo CWTSAW, com o intuito de melhorar a produtividade da fabricação de dutos. TSAW é um processo comum empregado pela indústria para melhorar a taxa de deposição de soldagem. No entanto, a entrada de calor é aumentada à medida que o número de eletrodos aumenta devido ao aumento da corrente e tensão geral de soldagem para gerar uma taxa de deposição mais alta. Embora o TSAW proporcione maior produtividade devido ao alto aporte de calor, alguns efeitos adversos podem ser produzidos em termos de microestrutura, propriedades e geometria da junta soldada. O metal de soldagem (MS) e particularmente a zona termicamente afetada (ZTA) são afetados pela entrada de calor de soldagem, pois a soldagem experimenta temperaturas de pico mais altas e esfria mais lentamente após a soldagem. No entanto, os autores verificaram que a adição de um arame frio em um eletrodo SAW resultou em menor penetração do depósito devido ao consumo do calor do eletrodo de chumbo pelo arame frio adicional.

Um outro caso foi estudado por Cardoso *et al.* [51], tentando controlar o aporte térmico em soldagem de aços inoxidáveis duplex UNS S32304, com um patamar de 2,5 kJ/mm, porém com melhora na produtividade. Empregou-se o sistema ICE™ e observaram que a adição de arame frio aumentou a taxa de deposição e provocou a redução da diluição, produzindo soldas com maiores números equivalentes de resistência à corrosão por pite. Igualmente concluíram que o aumento da velocidade de alimentação de arame frio propicia o aumento da produtividade e da resistência à corrosão por pite do material soldado. A partir desses resultados se obtiveram mapas de parâmetros de processamento para esses aços soldados pelo processo ICE™ [52]:

## 4 METODOLOGIA

### 4.1 Metal de base e adição

O material avaliado foi a chapa de aço carbono ASTM A36, possui uma boa conformabilidade, usinabilidade e soldabilidade com uma boa resistência mecânica também, normalmente usados em perfis estruturais, área naval e barras para serralheira, tudo em conformidade com a norma ASTM (American Society for Testing and Materials); composição química conforme a Tabela 3.

Tabela 3 - Composição química do aço A36.

Norma	AISI/SAE/DIN	Composição					Dureza (HB)
		C	Mn	P	S	Si	
A36	ASTM A36	0,26 máx.	0,75	0,04 máx.	0,05 máx.	0,4 máx.	116-163

Foi utilizado como metal de adição o binário OK 12.22 (AWS/ASME SFA 5.17: EM12K; EM756: S2Si) com o fluxo OK Flux 1071, para os testes ASME SFA -5.17:EM12K. O aporte OK Autrod 12.22 é um arame sólido cobreado, acalmado, com médio teor de manganês, para soldagem pelo processo arco submerso, com composição apresentada na Tabela 4. O aporte é geralmente combinado com fluxos neutros ou ativos podendo, em algumas aplicações, ser combinado com fluxos ligados.

Tabela 4 - Composição química do aporte OK Autrod 12.22.

C	Si	Mn
0,10	0,20	1,00

Fonte: Esab Ind e com Ltda.

O OK Flux .10.71 é um fluxo aglomerado neutro básico, desenvolvido especialmente para aplicações de alta responsabilidade, soldagem em mono ou multipasses de aços de média e alta resistência, com boa tenacidade até -40 °C, em combinação com arames médio teor de carbono e baixas ligas. Esse fluxo pode ser utilizado em CDEP/CA. Aplicável em construções navais, plataformas marítimas, vasos de pressão, pontes, fabricação de torres eólicas e soldas multipasses independente da espessura do metal de base. As propriedades mecânicas do depósito são apresentadas na Tabela 5.

Tabela 5 - Propriedades mecânicas de depósito com OK Autrod 12.22.

Limite escoamento	Limite resistência	Alongamento	Teste Charpy
420 MPa	500 MPa	30%	40 J @ -46 °C

Fonte: Esab Ind e C.om Ltda.

## 4.2 Soldagem dos corpos de prova

A proposta se baseia na soldagem de quatro juntas explorando a tecnologia ESAB-ICE objetivando a redução de distorções, aumento de produtividade e otimização do processo como um todo. Comparado com cinco (5) juntas soldada com Tandem convencional. Todos os corpos de prova foram soldados utilizando-se uma coluna manipuladora modelo ESAB CAB 460 e fonte inversora de soldagem ESAB Aristo 1000. Os consumíveis de soldagem aplicados para o processo a arco submerso SAW foram os arames OK Autrod 12.22 Ø4,0 mm e o fluxo de soldagem OK Flux 10.71 (AWS A5.17 F7A5-EM12K). Nas juntas onde estavam previstos passe de selagem com o processo GMAW foram feitos com arame OK Tubrod 71 Ultra de Ø1,2 mm (AWS A518 ER 71T1).

Foram confeccionados oito (8) corpos de prova de aço ASTM A36 de 25,4 mm de espessura e 500 mm de comprimento, com junta a topo e soldadura *double goove* com bisel em duplo X, e abertura e nariz de 6 mm. Os dois primeiros corpos de prova foram soldados com ângulo bisel de 40° e os dois últimos com ângulo otimizado de 16°. Para um lado (A) de todas as juntas o processo de soldagem utilizado foi o GMAW a fim de simular as condições reais de fabricação.

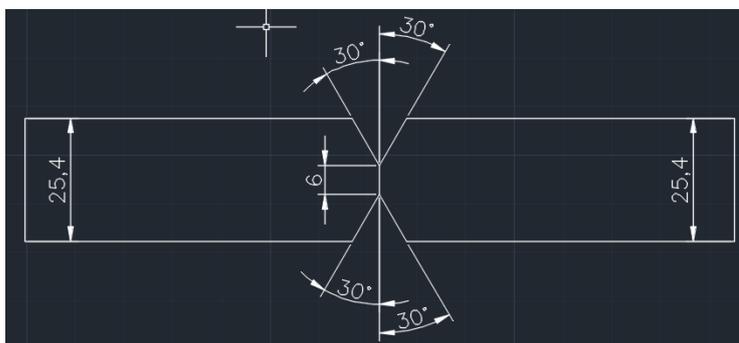
A Figura 19 exemplifica a soldagem inicial de um dos corpos de prova. Foi construído um (1) corpo de prova adicional para soldagem *single groove*, para um total de cinco (5) corpos de prova.

Figura 19 - Posicionamento da peça sobre a mesa de soldagem e passe de raiz.



O ponto de partida é uma junta de aplicação industrial real conforme a Figura 20.

Figura 20 - Junta de aplicação industrial real para corpos de prova 1 a 5.



#### 4.2.1 Junta 1: Aplicação industrial real SAW TANDEM

Para esta junta foram soldados cinco (5) corpos de provas distintos. O primeiro corpo de prova foi soldado com base em um procedimento de soldagem real usado na indústria e será utilizado como base comparativa para os outros testes. Os parâmetros usados para a soldagem dos corpos de prova por SAW se apresentam na Tabela 6, enquanto os parâmetros para SAW-ICE se apresentam na Tabela 7.

Tabela 6 - Parâmetros de soldagem por SAW convencional.

Processo	Tandem (4 mm x 4 mm)				
	Passe de selagem (GMAW)	Passe SAW	Corrente média (A)	Tensão média (V)	Velocidade média (cm/min)
Amostra 1	1	6	683	33	100
Amostra 2	1	6	840	32	100
Amostra 3	1	6	877	32	100
Amostra 4	1	6	683	33	100

Tabela 7 - Parâmetros de soldagem por SAW-ICE.

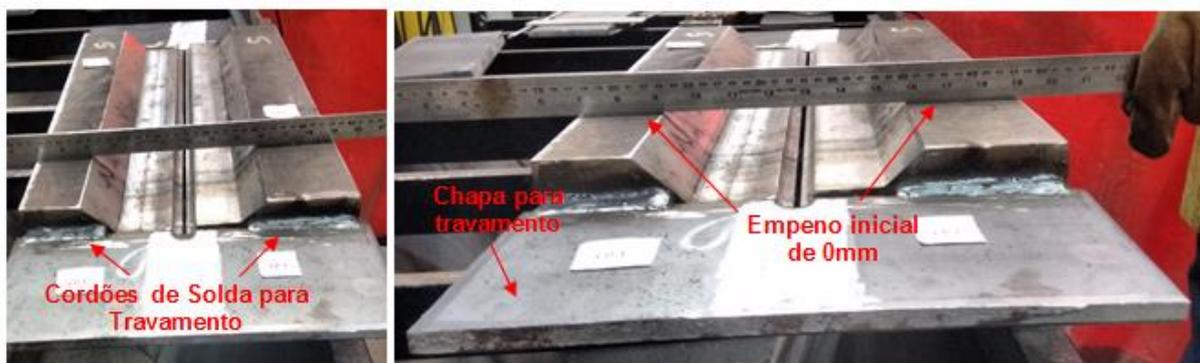
Processo	ICE (4 mm x 3 mm x 2,5 mm)					
	Passe de selagem (GMAW)	Passe SAW	Corrente média (A)	Tensão média (V)	Velocidade média (cm/min)	% arame frio
Amostra 1	1	6	800	33	120	20%
Amostra 2	1	6	800	33	120	40%
Amostra 3	1	6	800	33	120	70%
Amostra 4	1	6	800	33	120	100%

#### 4.2.2 Junta SAW + ICE: Aplicação otimizada

Para o estudo da junta 2 foram levantadas as premissas de aumento de velocidade comprovando um ganho de produtividade sem problema de empeno nas chapas.

Para garantir que as comparações entre os processos e as juntas seriam feitas sempre na mesma referência, todas as juntas foram montadas e expostas ao mesmo nível de restrição. Para isto foi soldada uma chapa em cada extremidade dos corpos de prova de modo a servirem como suporte para abertura de arco inicial, facilitador na montagem e gerar a restrição mecânica desejada. Estas chapas foram previamente cortadas com dimensões de  $330 \times 130 \times 10$  mm. As montagens foram realizadas de modo a garantir a melhor planicidade e paralelismos possíveis. A Figura 21 exemplifica as montagens citadas.

Figura 21 - Configuração de travamento e nível de empeno dos corpos de prova.



Para todas as juntas o aporte térmico máximo para os cordões com arco submerso convencional e ICE (lado B) foi de 2,7 kJ/mm.

#### 4.3. Microscopia óptica

A preparação dos corpos de prova para ensaio metalográfico foi na seção transversal do cordão. Em seguida, efetuou-se o lixamento com lixas d'água nas granulometrias de #100, #180, #220, #320, #400, #600 e #1200. Após essa etapa foi realizado o polimento utilizando pastas abrasivas de alumina com granulometrias e sequência de 3  $\mu$ m e 1  $\mu$ m, seguido de ataque químico por imersão em reagente Nital 3% por 15

segundos. Finalmente os corpos de prova foram lavados com água destilada e álcool, e secados com o auxílio de um soprador térmico.

As micrografias da junta soldada foram registradas em um microscópio óptico de marca Zeiss Axio Observer com ampliações de 100X, 200X, 500X e 1000X.

#### **4.4 Ensaio de dureza**

Os corpos de prova utilizados para a determinação do perfil de dureza foram os mesmos utilizados na caracterização microestrutural por microscopia óptica. O ensaio de dureza Vickers foi realizado num microdurômetro Emcotest Durascan Modelo G5, com carga de 300 g, tempo de carga de 10 s e distância entre os pontos de indentação de 0,3 mm.

O ensaio foi realizado seguindo critérios da norma ASTM E384 (41). As medições foram realizadas na seção transversal do corpo de prova soldado, com o objetivo de mapear o perfil de dureza nas diferentes regiões do material (MB, ZTA e ZF). As linhas 1 e 2 correspondem ao conjunto de pontos de indentações realizados no depósito, externa e interna respectivamente.

#### **4.4 Ensaio mecânicos**

Foram realizados ensaios de tração e ensaios de impacto Charpy, para determinar o comportamento das juntas soldadas. Os corpos-de-provas de tração foram realizadas segundo as normas ASTM E8 e ABNT NBR 7190, enquanto os testes Charpy seguiram as indicações conforme norma ASTM E23. O formato dos corpos de prova de cada teste é apresentado na Figura 22 e Figura 23.

Figura 22 - Corpos de prova para o teste de tração, com medidas em mm.

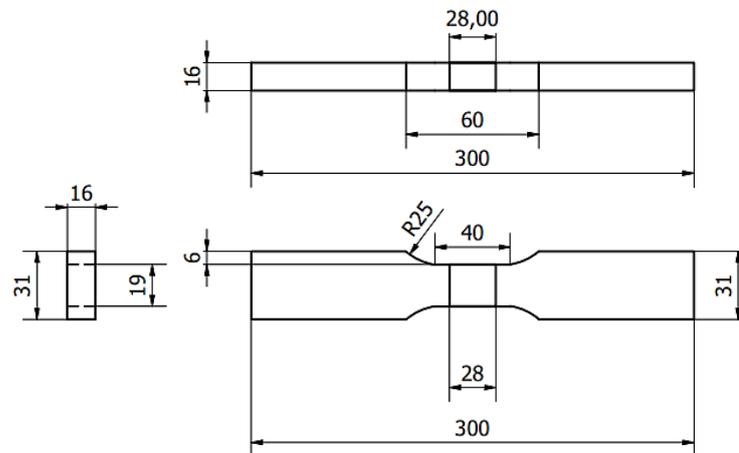
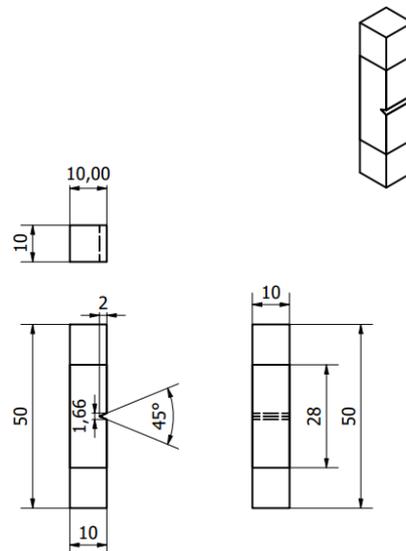


Figura 23 - Corpo de prova do teste de impacto Charpy, com medidas em mm.

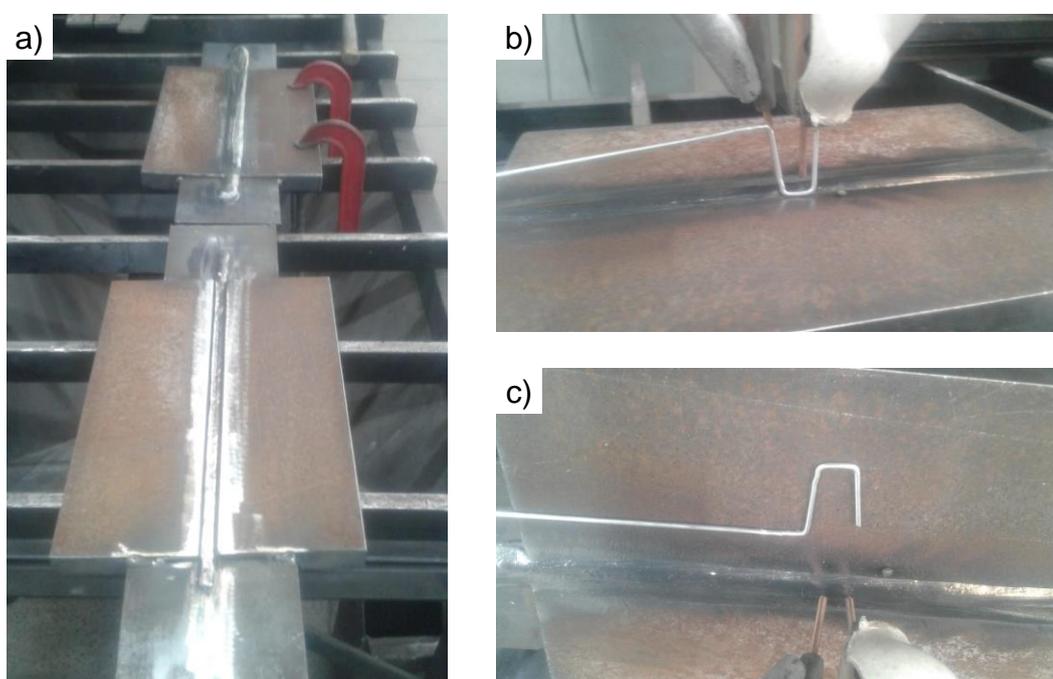


## 5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 5.1 Soldagem dos corpos de prova

Foram preparadas cinco amostras de dimensões 300 mm × 500 mm para posterior confecção dos corpos de prova e realização dos ensaios de microscopia óptica (MO), microdureza, e ensaios mecânicos de tração e Charpy. A Figura 24 representa a junta inicial e a soldagem mediante o processo SAW-tandem.

Figura 24 - Processo de soldagem dos corpos de prova soldados: a) junta inicial e b-c) soldagem tandem.



A Figura 25 corresponde a junta final soldada, representativa de todos os corpos de prova soldados. Foram obtidos corpos de prova com características adequadas durante a avaliação visual. Não se observam defeitos nas juntas soldadas nem entre os cordões; além disso obteve-se menor empenamento devido a redução do calor aportado para as amostras com arame frio. Igualmente, observou-se aumento de produtividade. Entre os corpos de prova ICE 03 e 04 (Tabela 7), o primeiro foi o que gerou as melhores condições de produtividade, permitindo uma redução de 23% na quantidade de passes depositados e um aumento de 34% na velocidade de soldagem além da redução do aporte térmico quando comparado com a soldagem por SAW-tandem.

Figura 25 - Imagem representativa da junta soldada final.

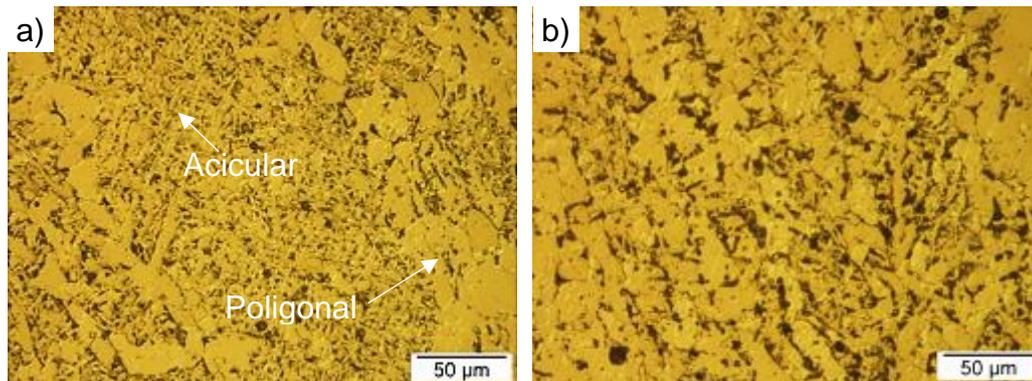


## 5.2 Caracterização microestrutural da zona fundida

A avaliação do metal de soldagem é de suma importância, pois é considerado a região da junta soldada que apresenta uma grande preocupação, por apresentar valores de tenacidade inferiores ao metal de base [5,6,10]. Silva relata em seu trabalho [53], a influência do aumento do aporte térmico sobre as propriedades mecânicas e microestruturais em aço C-Mn, destacando que diversos trabalhos, inclusive a da autora, permitiram relacionar que o aumento da energia de soldagem teve como consequência a redução de ferrita acicular acompanhada do aumento da ferrita primária e de agregados ferrita-carbonetos.

A Figura 26 apresentam as microscopias das microestruturas representativas encontradas no depósito de soldagem das cinco amostras. Verifica-se a presença de uma ferrita primária seguida por uma ferrita secundária que, neste trabalho, como se abordará ao longo do texto, foi ferrita acicular. Ainda assim, como destaca Silva [53], o controle dessa ferrita primária e agregados ferrita-carbonetos é importante para manter as boas características mecânicas das juntas soldadas por arco submerso.

Figura 26 - Análise da zona fundida e a formação de ferrita acicular e poligonal.



Podem ser identificados dois tipos de ferrita: acicular e poligonal. No entanto, podem ser observadas outras estruturas na Figura 31. Claramente se observa a presença de ferrita alotriomórfica (FA) e Widmantätten (FW), junto as mencionadas acicular e poligonal.

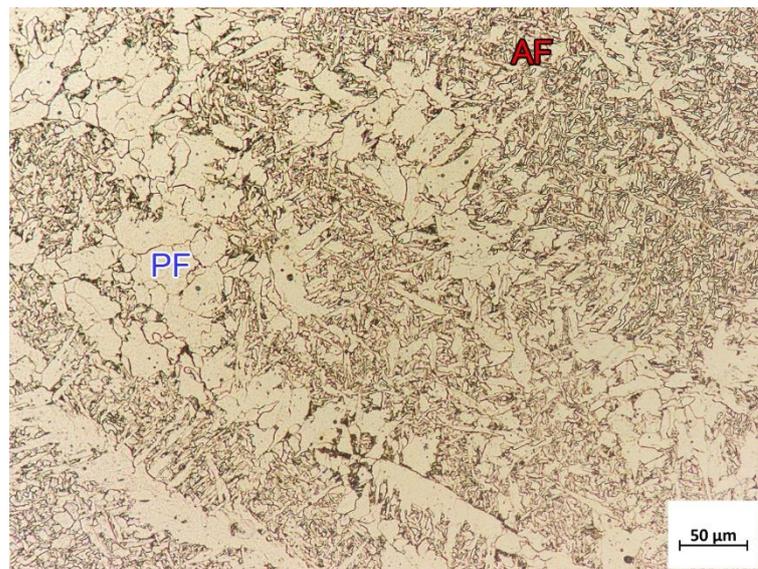
A ferrita acicular é uma microestrutura presente em alguns aços, caracterizada por uma estrutura fina em formato de agulha e cruces [54], quando vistos em duas dimensões. A estrutura em realidade tem a forma lenticular. Esta microestrutura é vantajosa sobre outras microestruturas por causa de sua ordenação oferecer maior resistência ao deslocamento de discordâncias em materiais metálicos, o que aumenta a resistência [54].

A ferrita acicular se forma no interior do grão austenítico em sítios de nucleação tais como inclusões não metálicas [54,55], resultando uma estrutura com orientação aleatória. Também é caracterizada por apresentar contornos de alto ângulo e alta energia superficial por unidade de volume. Isso reduz ainda mais a possibilidade de clivagem, porque esses ângulos bloqueiam a propagação de trincas [54,56].

Na soldagem de aços C-Mn, é relatado que a nucleação de várias morfologias ferríticas são auxiliadas por inclusões não metálicas [54-56]; em particular, inclusões ricas em oxigênio de um determinado tipo e tamanho estão associadas com a nucleação intragranular de ferrita acicular. O intertravamento natural da ferrita acicular, juntamente com a seu tamanho fino (0,5 a 5,0 µm com relação de aspecto de 3:1 até 10:1), oferece a máxima resistência à propagação de trincas por clivagem

[56]. A Figura 31 apresenta a formação de ferrita acicular (AF) no interior de grão em taxas de resfriamento mais altas, tipicamente taxas que favorecem a AF. No início da transformação austenita para ferrita, a ferrita se forma preferencialmente nos contornos de grão por ser termodinamicamente mais favorável, a presença de interface diminui a energia necessária para formar uma nova fase. A depender da taxa de resfriamento, segundo Babu & David [54], diferentes morfologias de ferritas podem ser formadas, de menor taxa a maior taxa de resfriamento, pode-se destacar, ferrita poligonal de contorno de grão, ferrita alotriomorfica, de Widmastätten, bainita e ferrita acicular, sendo que para taxas mais altas há uma competição entre bainita e ferrita acicular, o que também vai depender dos microligantes que podem, se presentes, favorecer o deslocamento da curva de transformações em resfriamento contínuo e, dessa forma, a formação de bainita.

Figura 27 - Diferentes formas da ferrita na zona fundida do SAW-Tandem.



O controle da composição do metal de soldagem é frequentemente realizado para maximizar a fração volumétrica de ferrita acicular, devido à sua resistência conferida à junta soldada. Isso precisa ser feito com cuidado, pois um aumento exagerado da taxa de resfriamento pode formar, para aços com alta temperabilidade ou aços microligados, martensita ou bainita, respectivamente. De fato, segundo Babu & David [54] indicam que a ferrita acicular se forma em taxas de resfriamento semelhantes à de bainita, havendo, quando a composição química permite, uma competição entre ambas. Se tratando de aços de alta temperabilidade pode ocasionar perda de

resistência devido a formação de martensita. A eficácia das inclusões como sítios de nucleação em aços de baixa liga modernos é tal que favorece a ferrita acicular.

A Figura 28, Figura 29 e Figura 30 apresentam características da zona fundida e da interface entre zona fundida e zona termicamente afetada, respectivamente. A Figura 28 descreve a clássica formação de ferrita de contorno de grão, formada por sua condição termodinamicamente favorável que lhe é imposta por gastar menos energia usando a superfície para sua nucleação heterogênea, seguido da formação da ferrita de segunda fase formada no núcleo do grão austenítico prévio ou em inclusões não metálicas.

Figura 28 - Micrografia do cordão SAW ICE 40 mostrando os grãos colunares da zona fundida com ferrita primária no contorno de grão e ferrita de segunda fase.

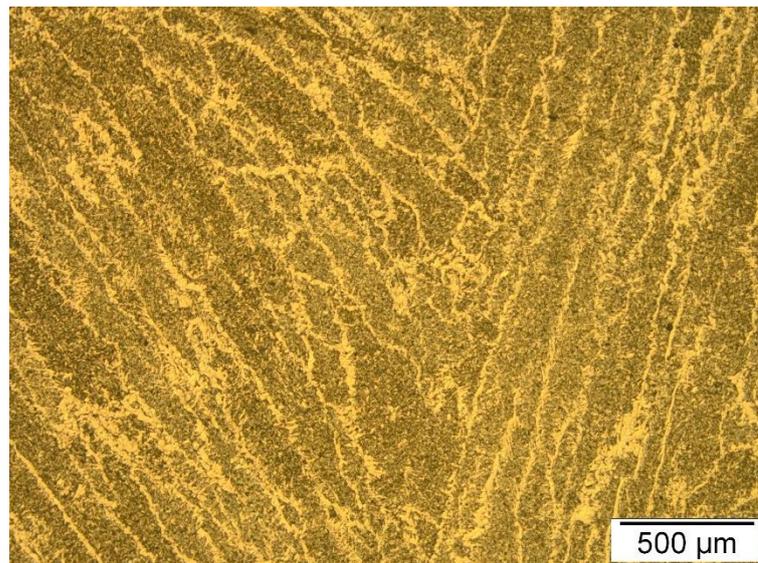


Figura 29 - Micrografia do cordão de SAW ICE 100 mostrando os grãos colunares da zona fundida com ferrita de contorno de grão e ferrita de segunda fase.

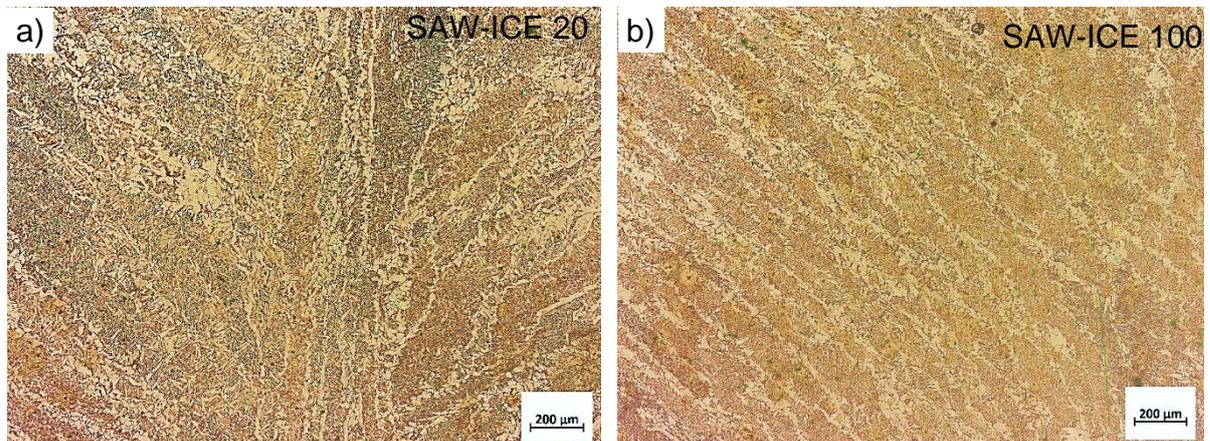
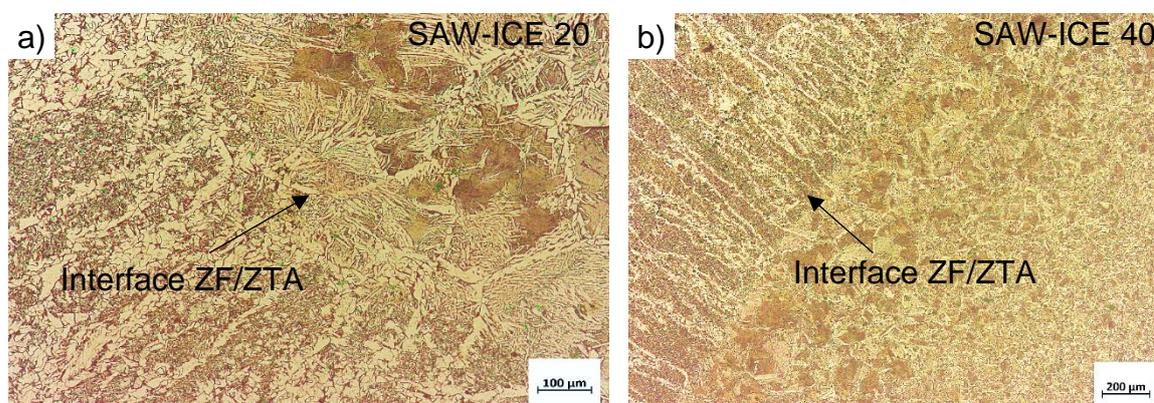


Figura 30. Micrografia da interface entre a zona fundida e zona termicamente afetada da SAW ICE 20 e (b) SAW ICE 40 mostrando os grãos colunares da zona fundida e formação da ferrita de contorno de grão no contorno de grão prévio na ZTA.



Observa-se, na Figura 29, o efeito da adição de (a) 20% e (b) 100% de arame frio na microestrutura da zona fundida. Em termos gerais, características comuns de ZF podem ser destacadas como a de formação de grão colunares, cuja a partição de carbono provoca uma zona mais empobrecida em carbono, que se transforma na ferrita primária, e um região que absorve o carbono rejeitado e forma outras morfologias ferríticas e carboneto de carbono, os quais a depender da taxa de resfriamento podem ser desde ferrita alotomorfa, de Widmastätten, ferrita acicular, bainita ou, em casos de aços de alta temperabilidade, martensita. Se tratando o material estudado um aço não ligado não se espera a formação de bainita, se tratando de um processo (SAW) com taxa de resfriamento mais lenta em comparação a processos de alta densidade de energia (laser), não é esperado a formação de martensita. Conforme já destacado a principal formação secundária é a ferrita acicular, que é desejável para juntas soldadas por conferir boas características mecânicas.

A Figura 30 pode ser destacar um maior grão da ZTA para a amostra (a) com 20% de arame frio em relação a (b) com 40% de arame frio, o que pode ser relacionado ao maior aporte térmico da primeira amostra, visto que foi adicionado menor quantidade de arame não energizado, controlando a temperatura da zona fundida.

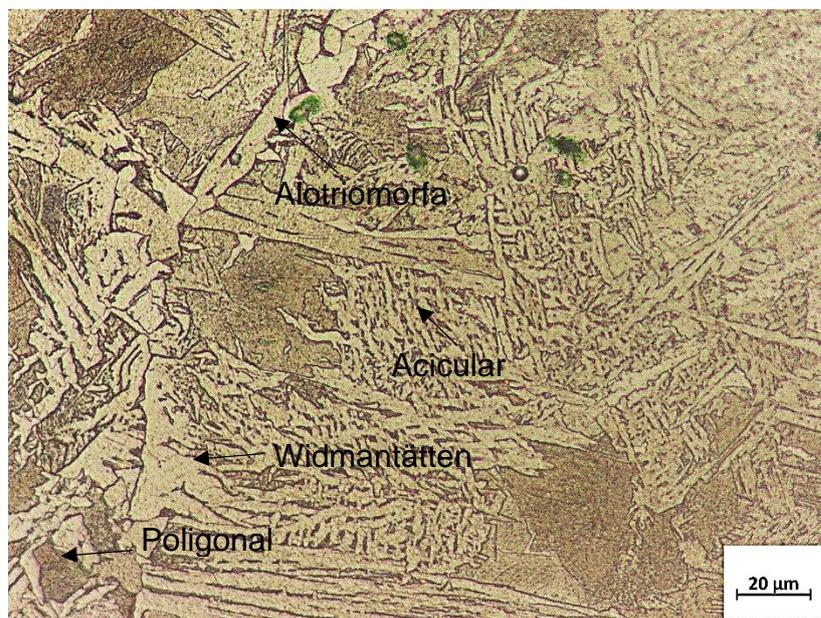
Em todas as soldas analisadas pode ser observado a presença de ferrita acicular (FA) em quantidades crescentes com o aumento da velocidade e com aumento de arame não energizado. Quando os cordões são comparados há uma menor quantidade de ferrita com segunda fase (FS) do tipo ferrita-agregados.

Comparando-se as amostras da configuração SAW-tandem com o ICE, alterando a velocidade de soldagem e a inclusão do arame frio, fazendo alteração da quantidade de metal depositado, nas proporções de 20%, 40%,70% e 100%, nota-se a redução da ferrita primária de contorno de grão (PF(G)). Para a amostra 40% a taxa de resfriamento é mais lenta, enquanto a amostra 100%, o que levaria à maior velocidade de resfriamento, o que favorece a formação de FA. Com isso, a ferrita acicular aumentou em proporção na amostra 100%.

### **5.3 Caracterização microestrutural da ZTA**

Em relação a ZTA, as regiões mais marcantes são de crescimento de grão, refino de grão, intercrítica e subcrítica, respectivamente, que aparecem na direção em que se afasta da zona de fusão. Sua microestrutura é influenciada pela exposição do material a temperaturas elevadas e, com isto, durante o resfriamento pode formar uma nova microestrutura [53,56]. A Figura 31 apresenta as microestruturas presentes na ZTA da amostra SAW ICE com adição de 70% de arame frio; observa-se a formação as ferritas primárias de contorno de grão (ferrita poligonal e alotriomórfica), a ferrita de Widmastätten que cresce pelo mesmo mecanismo da transformação bainítica (misto – difusão e cisalhamento) a partir do alotriomorfo e a ferrita acicular. Em particular essa ZTA está próxima à interface com a zona fundida, por isso vemos a formação das ferritas primárias ao longo do contorno de grão.

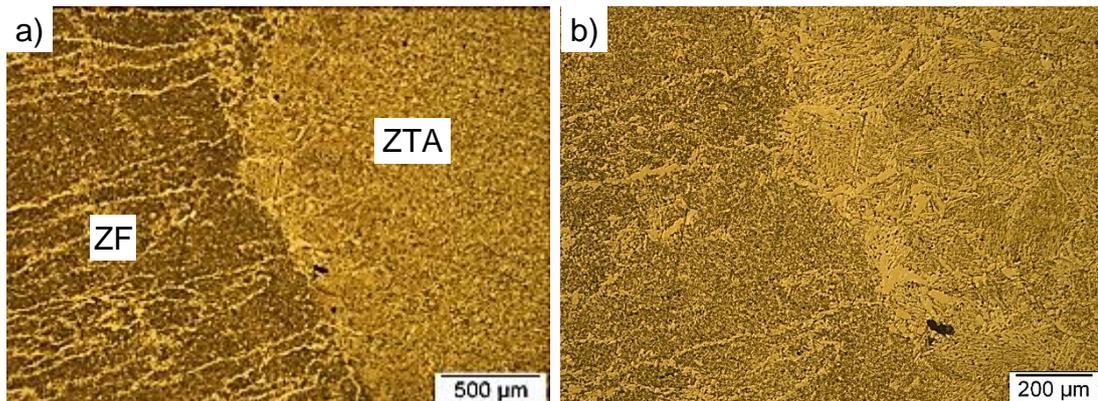
Figura 31 - Micrografia da zona termicamente afetada da SAW ICE 70, mostrando a formação de ferrita alotriomorfa, poligonal, de Widmastätten e acicular.



Na literatura, segundo Silva [53], diversos autores consideram que ZTA a região crítica da junta soldada, mais especificamente a região de grãos grosseiros, por favorecer ao surgimento de trincas e possuir menor resistência ao deslocamento das mesmas. O aumento do tamanho de grão está entre os principais fatores metalúrgicos que contribuem para baixa tenacidade na região de grãos grosseiros da ZTA, podendo influenciar significativamente na resistência mecânica e na tenacidade da junta soldada.

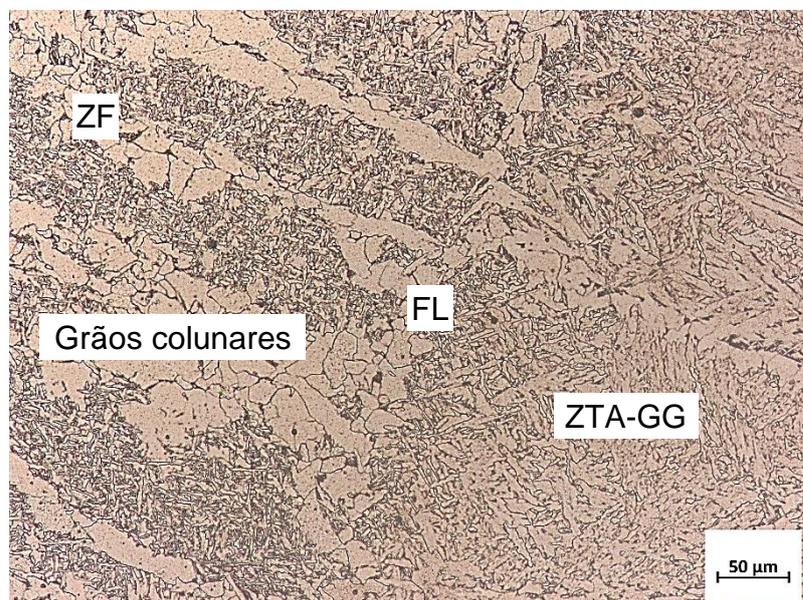
Na Figura 32 é apresentada a zona termicamente afetada das amostras desenvolvidas com SAW-tandem. Observa-se um tamanho de grão maior na ZTA próxima a linha de fusão, a qual denominamos por ZTA de grãos grosseiros, por estar na interface de uma região completamente fundida, sendo ela ainda sólida, recebe uma grande quantidade de calor e, por conseguinte, desenvolve um tamanho de grão maior em relação a outras regiões da ZTA.

Figura 32 - Micrografia do cordão da amostra tandem: a) ZTA superior e b) detalhe na linha de fusão.



Na micrografia da Figura 33 identifica-se na zona fundida (ZF), com sua formação clássica de grãos colunares, e a ZTA de grãos grosseiros. Mesmo amostras de tandem e ICE, possuem ZTA relativamente semelhantes, pois o processo de arco submerso transfere grande parte da sua densidade de energia à peça gerando alto aporte térmico. Adicionalmente, passes subsequentes favorecem o crescimento de grão na região [56].

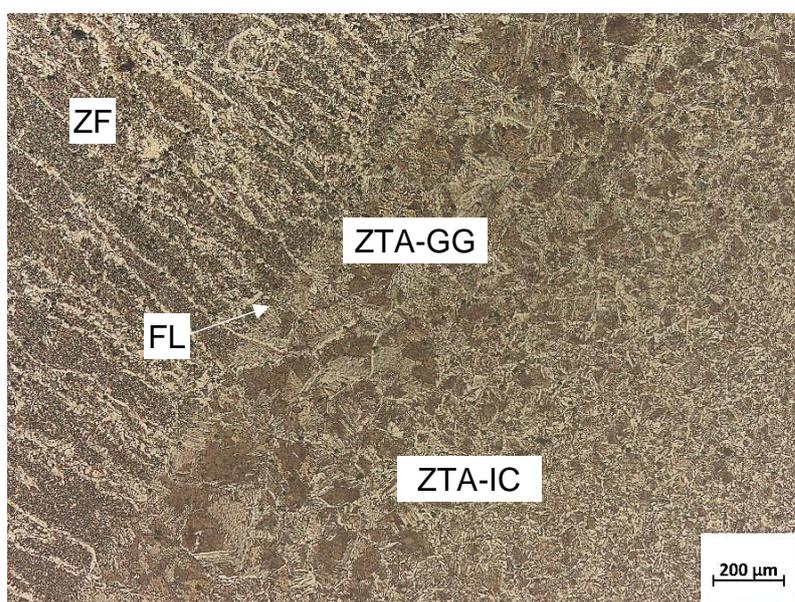
Figura 33 - Micrografia da ZTA no depósito com tandem.



Na Figura 34 se observa a mudança na ZTA, desde a região de grãos grosseiros, passando pela zona de refino, até a área Inter crítica (com grãos mais refinados). Esta constituição de distribuição é fortemente alterada pelo aumento do teor de arame frio (não energizado) que vai provocar o abaixamento da temperatura e, assim, taxas de

resfriamentos maiores, favorecendo o refino de grão e melhorando, portanto, as propriedades naquela região. Outro fator marcante entre a Figura 33 e Figura 34 é o tamanho dos grãos primários na zona fundida, enquanto na amostra tandem os grãos são maiores, para a amostra com adição de 40% de arame frio há um expressiva diminuição do tamanho dos grãos da ferrita primária e uma maior área interfacial que vai propiciar a dificuldade e do deslocamento de discordâncias e trincas, favorecendo um melhoria na propriedade mecânica da zona fundida.

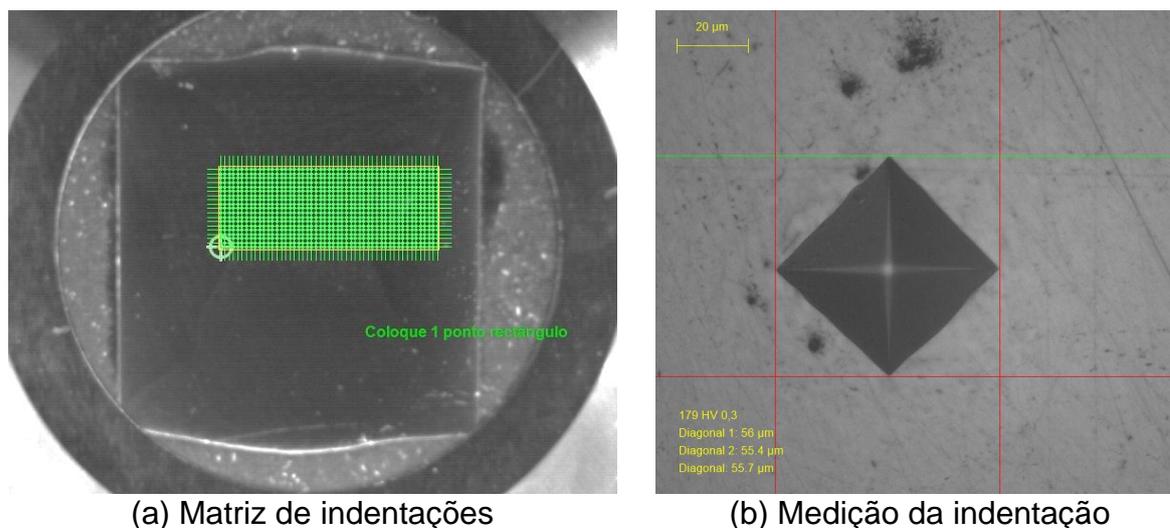
Figura 34 - Micrografia da ZTA no depósito com SAW-ICE 40.



#### 5.4 Ensaios de dureza por microindentação

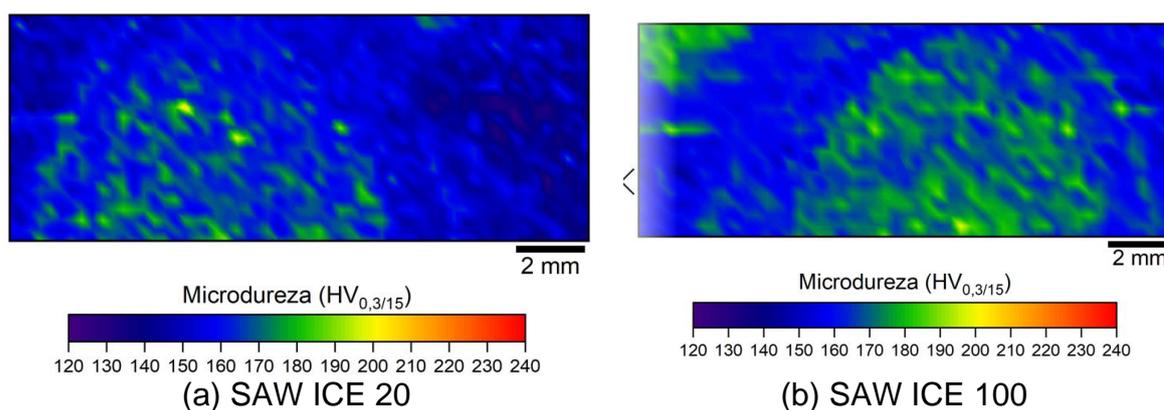
Os ensaios de dureza por microindentação foram realizados de forma automática, onde uma matriz é construída na região de interesse, no caso deste trabalho, a região da zona fundida e o entorno conforme mostra a Figura 35 (a). Em Figura 35 (b) temos o reconhecimento automático das arestas da marca da indentação realizada pelo microindentador piramidal Vickers, a dureza é proporcional a carga e a média das diagonais da impressão do indentador na amostra [57].

Figura 35 - (a) matriz de indentações na junta soldada, (b) medição automática da dureza



Resultados dos ensaios de dureza por microindentação realizados nas juntas soldadas nas condições de arame frio em (a) 20% e (b) 100% são apresentados na Figura 36. Observa-se um aumento de dureza em relação ao metal de base, o que pode ser atribuído a adição do arame frio que aumenta a taxa de resfriamento relativa, favorecendo a formação de microestruturas benéficas às propriedades mecânicas como ferrita acicular.

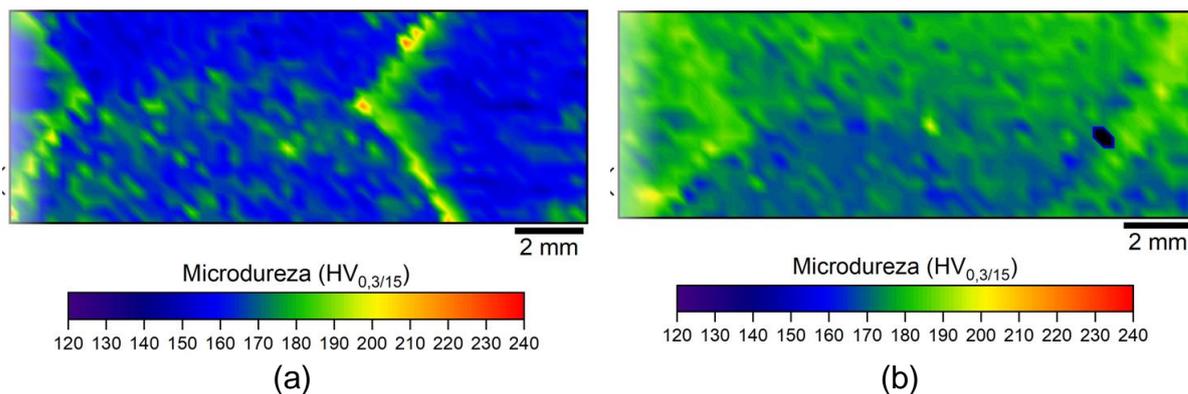
Figura 36 - Resultados dos testes de dureza  $HV_{30/15}$  para as amostras SAW ICE com adições de arame frio de (a) 20%, (b) 40% e (c) 100%.



Analisando o resultado das amostras sem adição de arame frio, SAW tandem, na Figura 37, observa-se que amostras sem arame frio tendem a alcançar valores de dureza maiores e ao longo da junta soldada, mesmo atingindo menores taxas de resfriamento, o que pode ser relacionado a presença de maiores quantidades de ferrita de segunda fase e agregados ferrita-carbonetos. De fato, as amostras tandem

sem arame frio apresentam maiores quantidades de ferrita primário em detrimento da ferrita acicular (Figura 33) e isso se inverte para amostras com adição de arame frio, que apresentam menores quantidades de ferrita primária e de tamanho menor, favorecendo a ocorrência de ferrita acicular (Figura 34).

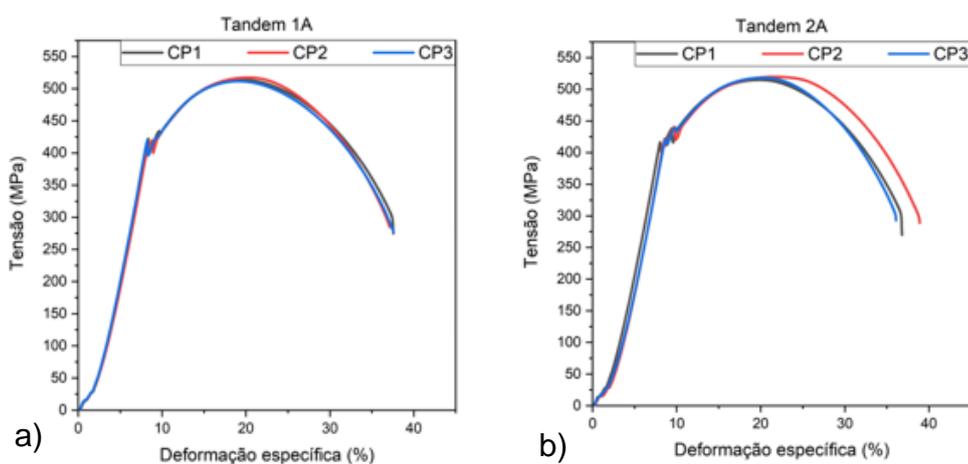
Figura 37 - Resultados dos testes de dureza  $HV_{30/15}$  para as amostras SAW Tandem sem adição de arame frio.

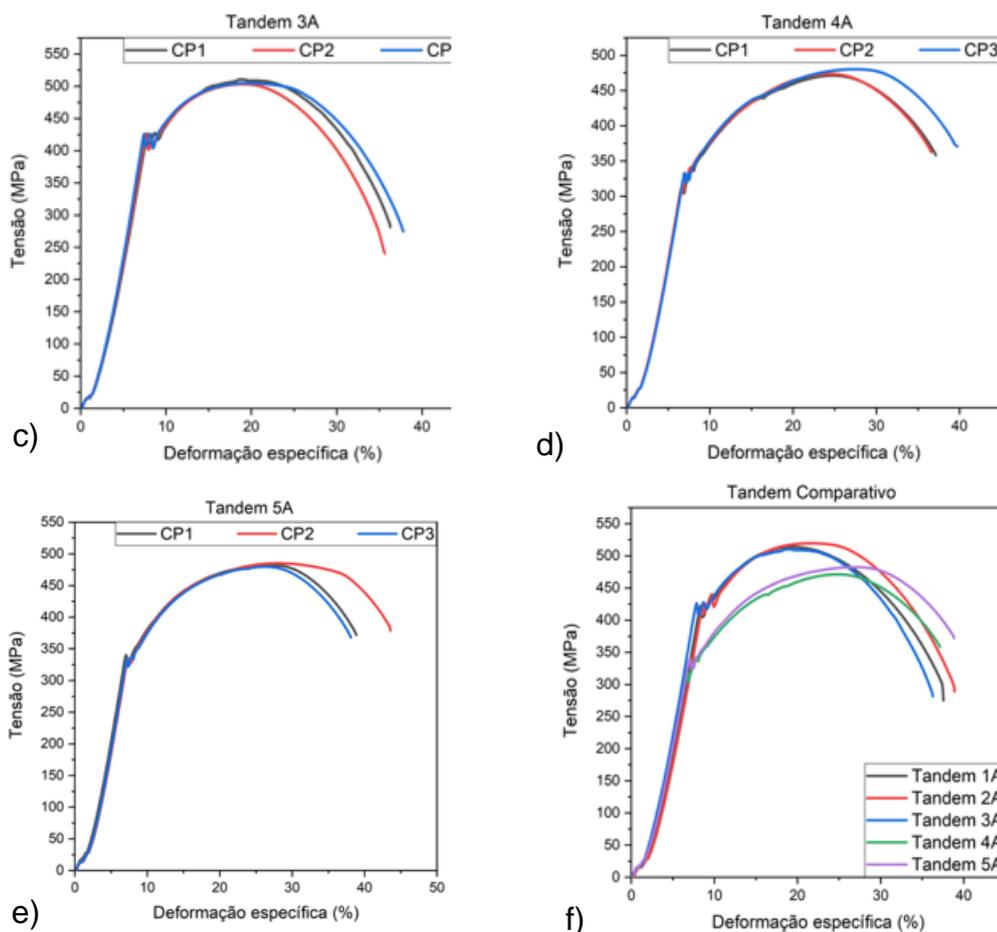


## 5.5 Ensaios mecânicos

Os resultados dos testes de tração das juntas soldadas são apresentados na Figura 38 para as amostras tandem sem adição de arame frio.

Figura 38 - Resultados dos testes de tração das amostras de SAW tandem.

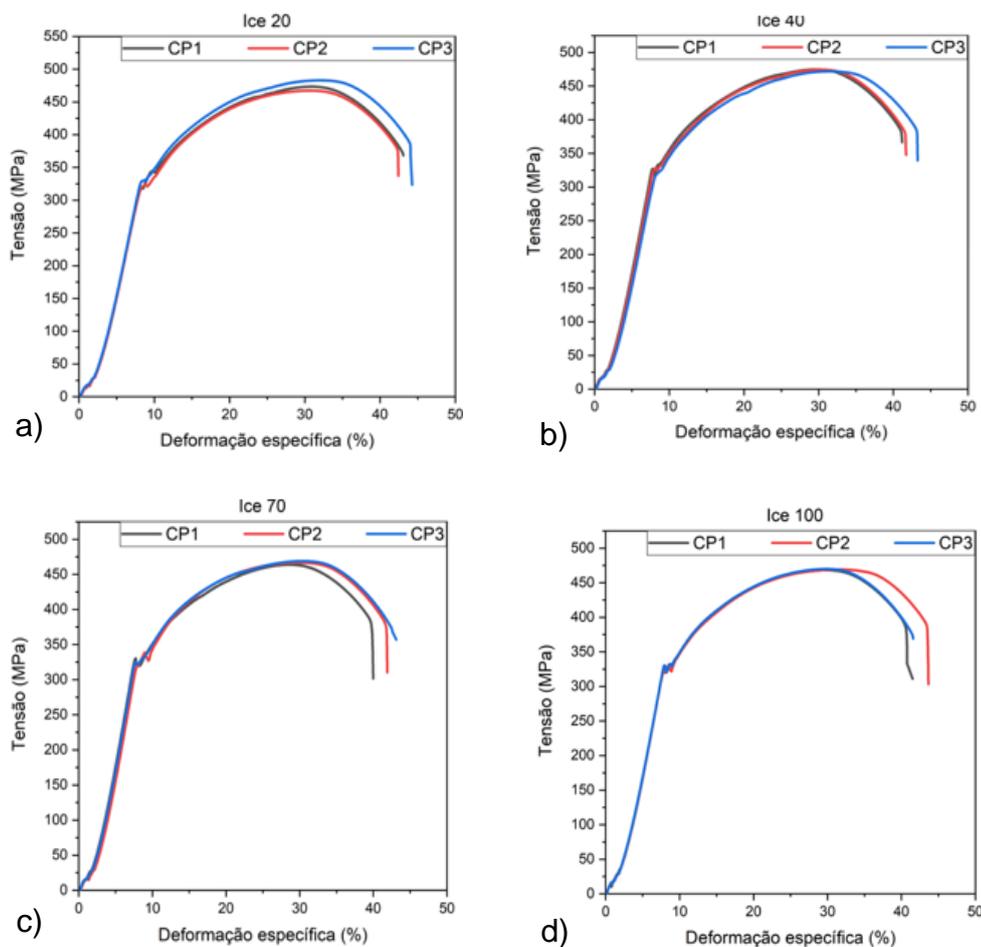




Foram realizados ensaios em 3 corpos de prova de junta soldada para 5 condições reproduzidas. Se tratando de uma aplicação industrial em aplicação e de com alto rigor mecânico, procedeu-se o número de ensaios da norma. Os resultados no teste de tração do tandem mostram que a tensão de escoamento ficou entre 330 e 420 MPa, o limite de resistência à tração entre 450 e 525 MPa, com uma deformação de 33 a 38%.

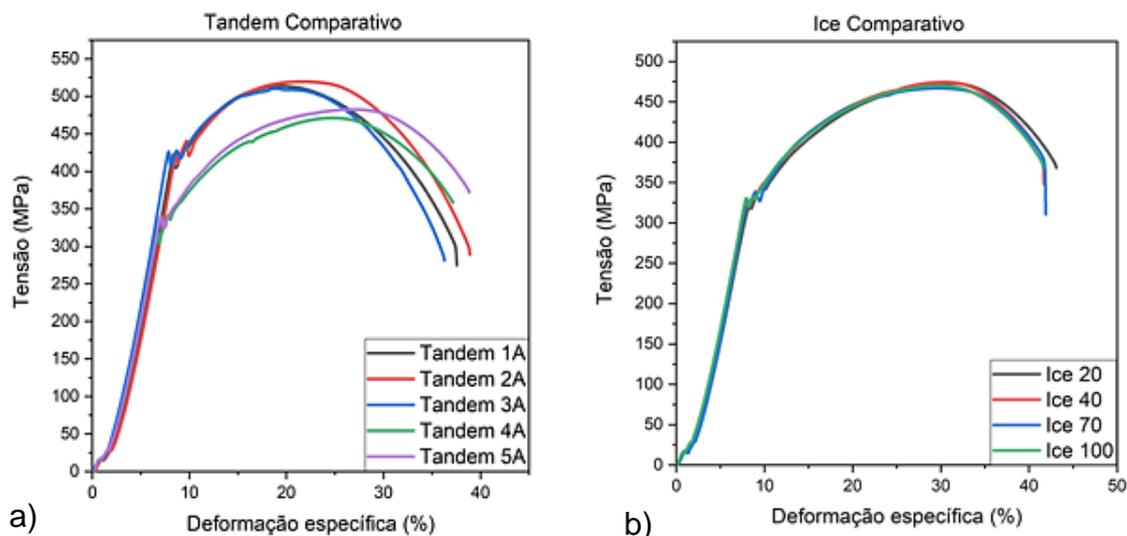
Para os testes das juntas com SAW-ICE, os resultados foram menos dispersos, pois apresentam uma tensão de escoamento entre 320 e 330 MPa, limite de resistência à tração de 447 a 452 MPa, com uma deformação de 38 a 40% (Figura 39).

Figura 39 - Resultados dos testes de tração das amostras soldadas por SAW-ICE.



A comparação entre os resultados da soldagem por SAW-tandem e SAW-ICE pode ser destacado na Figura 40, com um melhor desempenho, em geral, das juntas soldados com o sistema ICE. Como discussão anterior sobre os aspectos microestruturais temos uma maior quantidade de ferrita acicular que pela literatura [53-56], proporciona melhor resistência mecânica atrelado a uma boa tenacidade, o que é desejável para aplicações onde alto comprometimento mecânico é exigido. Adicionalmente, pelos ensaios de dureza observamos que a dureza das amostras ICE aumentam ligeiramente, o que permite atingir um resultado muito desejado; aumento da dureza, com aumento da resistência mecânica e da tenacidade. Embora se sabe da relação inversa entre aumento da resistência mecânica e tenacidade [57], destaca-se que diversos sistemas são possíveis terem a melhoria das duas propriedades mecânicas concomitantemente até um certo nível, o que é a melhor situação para grandes exigências mecânicas de projetos.

Figura 40 - Resultados comparativos dos testes de tração das amostras soldadas por SAW-tandem e SAW-ICE.

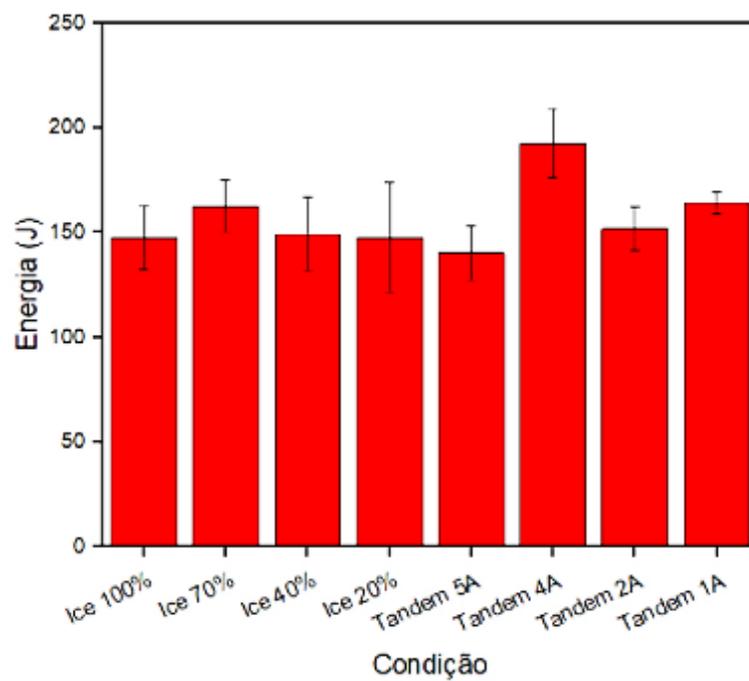


Para corroborar, aos resultados dos testes de impacto são apresentados na Figura 41. Em geral, para o sistema ICE a redução do aporte de calor de ICE 20 para ICE 70 representa um leve aumento na energia absorvida, isto é melhor tenacidade, que pode estar relacionado com a redução no tamanho de grão na ZTA-GG. Para o ICE 100 o rápido resfriamento pode repercutir na maior formação de ferrita acicular, o que aumenta a resistência da junta soldada. Ainda assim, deve ser destacado que pelo erro associado a estes ensaios (barra de erros na figura), podemos concluir que não houve diferença significativa entre as amostras ICE e, excetuando uma amostra de tandem sem arame frio, também possuíram tenacidade dentro da mesma faixa. Todavia, a adição de arame frio permitiu aumentar produtividade, alcançar melhores propriedades mecânicas, microestrutura desejável, fazendo nessa tecnologia uma oportunidade disruptiva de melhoria no processo de fabricação de chapas espessas para diversos setores como naval & offshore, eólico e petroquímico.

As juntas soldadas com o SAW-tandem, a amostra 1A apresenta menor aporte de calor, o que permite o controle no tamanho de grão na ZTA-GG, o que explica a resistência ao impacto observada (similar ao ICE 70). Para a amostra 2A o aporte de calor aumenta significativamente, o que leva à redução na energia absorvida durante o impacto. No entanto, a amostra 4A, com aporte térmico maior à da amostra 2A, apresenta a maior tenacidade relativa (187 J), o que pode ser explicado da seguinte forma: claramente nesta amostra se apresenta o maior tamanho de grão na ZTA-GG,

que levaria a uma queda na tenacidade; porém, esse fato é controlado pela redução na quantidade de ferrita acicular, devido a que a menor taxa de resfriamento dificultando a formação dessa estrutura.

Figura 41 - Resultados dos testes de impacto Charpy dos sistemas soldados.



## 6 CONCLUSÕES

Neste trabalho foram desenvolvidas juntas soldadas mediante o uso das tecnologias SAW-Tandem e SAW-ICE. Foram obtidas, com sucesso, as juntas soldadas, com aspecto adequado e sem defeito no conjunto. A partir desses resultados, e a análise do conjunto de testes realizados nas juntas soldadas, podem ser expressas as seguintes conclusões.

- Levando-se em consideração todos os resultados obtidos, pode-se concluir que o aumento em 20% da velocidade de soldagem, passando está de 1.000 mm/min para 1.200 mm/min, aumentando a corrente passando 640 A para 800 A em média. As amostras soldadas com o sistema SAW-ICE apresentaram uma boa geometria, e um grande aumento de produtividade, principalmente com uma maior quantidade de deposição de material soldado.
- A análise visual dos corpos de prova permite verificar que o corpo de prova soldado pelo processo SAW ICE sofreu um nível de empeno muito menor em comparação com o corpo de prova soldado pelo processo SAW Single Tandem.
- Dentre todos os resultados obtidos, o procedimento definido para os corpos de prova 03 e 04 foram os que geraram o melhor resultado em termos de empeno do corpo de prova e este resultado foi passível de reprodução, demonstrando a repetibilidade do processo.
- Entre os corpos de prova 03 e 04, o corpo de prova 03 foi o que gerou as melhores condições de produtividade, permitindo uma redução de 23% na quantidade de passes depositados e um aumento de 34% na velocidade de soldagem além da redução do aporte térmico.
- Com a redução do aporte térmico entre as Amostras ICE 20, ICE 40, ICE 70 e ICE 100, as taxas de resfriamentos aumentaram e a quantidade de ferrita acicular também, gerando a melhoria das propriedades mecânicas das juntas soldadas.
- As ZTA, por sua vez, apresentaram como principais microconstituintes a ferrita com segunda fase alinhada e ferrita primária de contorno de grão (poligonal e alotriomórfica) nas regiões de grãos grosseiros e de refino de grãos.

- As taxas de resfriamento foram maiores, quanto mais inserção de arame frio no processo de soldagem em comparação ao processo tandem convencional que proporciona um maior aporte térmico e pelo aquecimento obtido através da energia imposta no processo, influenciam diretamente nas microestruturas formadas.
- Foi constatado melhor desempenho nos testes de tração nas juntas soldadas com o sistema ICE, tanto na resistência à tração quanto a uniformidade dos resultados para as diferentes condições: ICE 20, 40, 70 e 100. Essa uniformidade também se observa nos resultados de impacto Charpy.

## **7 PERSPECTIVAS FUTURAS**

- Esta tecnologia vai ajudar principalmente setores que trabalham com grandes espessuras e necessitam de um ganho de produtividade, como:
- Naval & Offshore, é um segmento de grande concorrência e que um ganho no prazo de entrega é uma grande vantagem competitiva.
- Eólico, com a tentativa de cada vez ter uma matriz energética mais limpa (reduzir o uso de combustíveis fósseis), este segmento se tornou muito importante, atualmente temos déficit de produção de torres eólicas no Brasil.

## REFERÊNCIAS

1. AVENTA. A evolução da solda, acessado em <https://aventa.com.br/novidades/infografico-historia-da-soldagem> em 01/07/2022.
2. Tópico. O impacto da tecnologia sobre a qualidade das soldas, acessado em <https://topico.com.br/blog/tech-topico-3-o-impacto-da-tecnologia-sobre-a-qualidade-das-soldas> em 01/07/2022.
3. Infosolda. Pequeno Histórico da soldagem, acessado em <https://infosolda.com.br/pequeno-historico-da-soldagem/> em 01/07/2022.
4. American Welding Society. (2010). AWS A3. 0M/A3. 0: 2010: standard welding terms and definition.
5. Lancaster, J. F. Metallurgy of welding. Cambridge: Woodhead Publishing Lda, 6<sup>th</sup> edition, 1999.
6. Kou, S. Welding Metallurgy. New Jersey: John Wiley & Sons, Inc., 2<sup>nd</sup> edition, 2003.
7. Rehal, A., & Randhawa, J. S. (2014). Submerged arc welding fluxes-a review. Int. J. Sci. Res., 3, 230-234.
8. Sharma, M., Gupta, D., & Karun (2014). Submerged Arc Welding: A Review. International Journal of Current Engineering and Technology, 4(3), 1814-1817.
9. <https://www.oerlikon-welding.com/processes/submerged-arc-welding-process>.
10. Marques, P. M. (2006). I: Introdução aos Processos de Soldagem. Belo Horizonte: UFMG–Universidade Federal de Minas Gerais.
11. Modenesi, P. J., Marques, P. V., & Santos, D. B. (2012). Introdução à metalurgia da soldagem. Belo Horizonte: UFMG.
12. Sharma, H., Rajput, B., & Singh, R. P. (2020). A review paper on effect of input welding process parameters on structure and properties of weld in submerged arc welding process. Materials Today: Proceedings, 26, 1931-1935.
13. Modenesi, P. J. (2003). Técnica operatória da soldagem SAW. Belo Horizonte: Editora UFMG.
14. Ogborn, J. S. (1993). Submerged arc welding: SAW parameters. ASM International, ASM Handbook., 6, 638-641.
15. Gautam, U (2017). Effect of Process Parameter in SAW-A Review. International Journal of Advanced Engineering Research and Science, 4(10), 237265.
16. Singh, A., & Singh, R. P. (2020). A review of effect of welding parameters on the mechanical properties of weld in submerged arc welding process. Materials Today: Proceedings, 26, 1714-1717.
17. Langenoja, M., & Öhrvall Karlsson, V. (2012). Next generation high productivity submerged arc welding. Master of Science Thesis, Stockholm, Sweden.

18. American Welding Society, *Welding Handbook*, Vol. 2, 8a Edição, Miami, AWS, 1991, 191-231.
19. N. Murugan, V. Gunaraj, (2005) Prediction and control of weld bead geometry and shape relationships in submerged arc welding of pipes, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 168, pp478-487
20. The Japan Welding Engineering Society. Acessado em <http://www.jwes.or.jp/en/> em 01/07/2022.
21. Lippold, J.C. and Kotechi, D.J. *Welding metallurgy and weldability of stainless steels*. New Jersey: John Wiley & Sons, Inc., 2005.
22. Coetsee, T., Mostert, R.J., Pistorius, P.G.H., and Pistorius, P.C. The effect of flux chemistry on element transfer in Submerged Arc Welding: application of thermochemical modelling. *Journal of Materials Research and Technology*, 11, 2021-2036, 2021.
23. Yu, Y. C., Yang, S. L., Yin, Y., Wang, C. M., Hu, X. Y., Meng, X. X., & Yu, S. F. (2013). Multi-pass laser welding of thick plate with filler wire by using a narrow gap joint configuration. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 27(7), 2125-2131.
24. Murugan, S., Kumar, P. V., & Raj, B. (1998). Temperature distribution during multipass welding of plates. *International journal of pressure vessels and piping*, 75(12), 891-905.
25. Scandella, F., & Jubin, L. (2012). State of the art of narrow gap welding technologies. *Soudage et Techniques Connexes*, 66(11-12), 37-45.
26. Węglowski, M. S., Błacha, S., & Phillips, A. (2016). Electron beam welding—techniques and trends—review. *Vacuum*, 130, 72-92.
27. Shelyagin, V., Khaskin, V., Bernatskyi, A., Siora, A., Sydorets, V. N., & Chinakhov, D. A. (2018). Multi-pass laser and hybrid laser-arc narrow-gap welding of steel butt joints. In *Materials Science Forum* (Vol. 927, pp. 64-71). Trans Tech Publications Ltd.
28. Hosseini, V., Karlsson, L., Engelberg, D., & Wessman, S. (2018). Time-temperature-precipitation and property diagrams for super duplex stainless steel weld metals. *Welding in the World*, 62(3), 517-533.
29. Valiente Bermejo, M. A., Hurtig, K., Eyzop, D., & Karlsson, L. (2019). A New Approach to the Study of Multi-Pass Welds—Microstructure and Properties of Welded 20-mm-Thick Superduplex Stainless Steel. *Applied Sciences*, 9(6), 1050.
30. Valiente Bermejo, M. A., Eyzop, D., Hurtig, K., & Karlsson, L. (2021). Welding of large thickness super duplex stainless steel: Microstructure and properties. *Metals*, 11(8), 1184.
31. Karlsson, L. (2012). Welding duplex stainless steels—A review of current recommendations. *Weld. World*, 56(5), 65-76.

32. Valiente Bermejo, M. A., Eyzop, D., Hurtig, K., & Karlsson, L. (2021). Welding of large thickness super duplex stainless steel: Microstructure and properties. *Metals*, 11(8), 1184.
33. Layus, P., Kah, P., Martikainen, J., Gezha, V. V., & Bishokov, R. V. (2014). Multi-wire SAW of 640 MPa Arctic shipbuilding steel plates. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 75(5), 771-782.
34. Tušek, J., & Suban, M. (2003). High-productivity multiple-wire submerged-arc welding and cladding with metal-powder addition. *Journal of materials processing technology*, 133(1-2), 207-213.
35. Weman, K. (2011). *Welding processes handbook*. Elsevier.
36. <https://www.thefabricator.com/thewelder/article/arcwelding/improving-productivity-with-submerged-arc-welding>.
37. Tsuyama, T., Nakai, K., & Tsuji, T. (2014). Development of submerged arc welding method using hot wire. *Welding in the World*, 58(5), 713-718.
38. Moran S (2011) Advances in SAW attack structural welding challenges. *Thefabricator.com*. <http://www.thefabricator.com/article/arcwelding/subarc-for-structurals>, May 2011. Accessed 20 May 2014
39. Farhat, H. A. (2007). Effects of multiple wires and welding speed on the microstructures and properties of submerged arc welded X80 steel (Doctoral dissertation, University of Saskatchewan).
40. Viano, D. M., Ahmed, N. U., & Schumann, G. O. (2000). Influence of heat input and travel speed on microstructure and mechanical properties of double tandem submerged arc high strength low alloy steel weldments. *Science and technology of welding and joining*, 5(1), 26-34.
41. Kiran, D. V., Basu, B., & De, A. (2012). Influence of process variables on weld bead quality in two wire tandem submerged arc welding of HSLA steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 212(10), 2041-2050.
42. Kiran, D. V., Alam, S. A., & De, A. (2013). Development of process maps in two-wire tandem submerged arc welding process of HSLA steel. *Journal of materials engineering and performance*, 22(4), 988-994.
43. Lezzi, F., & Costa, L. (2013). The development of conventional welding processes in naval construction. *Welding International*, 27(10), 786-797.
44. Yang, C., Zhang, H., Zhong, J., Chen, Y., & Chen, S. (2014). The effect of DSAW on preheating temperature in welding thick plate of high-strength low-alloy steel. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 71(1), 421-428.
45. Yang, Z., Fang, C., Wu, M., Qi, K., Chen, Y., & Zhang, Z. (2018). A study on the mechanisms of the CWW SAW process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 94(1), 1161-1169.

46. Anderson O, Thanlow C (1975) The influence of cold wire and fluoride addition on weld metal toughness in submerged arc welding. *Weld Metal Fabrication* 704-708.
47. Rigdal S, Karlson L, Ostgren L (2002) Synergic cold wire submerged arc welding. *Svetsaren* 2:26-31.
48. Ramakrishnan M, Padmanaban K, Umashanker G et al (2006) Establishment of cold wire addition technique in single wire submerged arc welding process for cealing girder assembly. *WRI J* 27(1):5–11.
49. Ramakrishnan, M., & Muthupandi, V. (2013). Application of submerged arc welding technology with cold wire addition for drum shell long seam butt welds of pressure vessel components. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 65(5), 945-956.
50. Mohammadijoo, M., Collins, L., Henein, H., & Ivey, D. G. (2017). Evaluation of cold wire addition effect on heat input and productivity of tandem submerged arc welding for low-carbon microalloyed steels. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 92(1), 817-829.
51. Cardoso, R., Oliveira, I., Mendes, D. S., Esteves, L., Santos, N. F. D., & Modenesi, P. J. (2018). Avaliação da Energia de Soldagem e da Adição de Arame Frio nas Características Dimensionais, Químicas e Metalúrgicas do Metal de Solda Obtido por Arco Submerso em Aços Inoxidáveis Lean Duplex UNS S32304. *Soldagem & Inspeção*, 23, 264-276.
52. Júnior, R. C., Esteves, L., Santos, N. F., Oliveira, I. R., Mendes, D. S., Lins, V. F. C., & Modenesi, P. J. (2019). Influence of heat input and cold wire feeding rate on pitting corrosion resistance of submerged arc welding duplex stainless steel welds. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 28(4), 1969-1976.
53. Silva, A.C.S. Caracterização microestrutural de juntas soldadas de aço ASTM A-1018 produzidas por soldagem helicoidal em campo. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), UFPE, 2017, disponível em <https://repositorio.ufpe.br/handle/123456789/29586>.
54. Babu, S.S. e David, S.A. Inclusion Formation and Microstructure Evolution in Low Alloy Steel Welds. *ISIJ International*, 42, 1344-1353, 2022
55. Figueiroa, D.W., Pigozzo, I.O., Silva, R.H.G., Santos, T.F.A., Urtiga Filho, S.L. Influence of welding position and parameters in orbital tig welding applied to low-carbon steel pipes. *Welding International*, 31: 8, 583-590. 2017.
56. Silva, A.C.S., Figueredo, E.W.A., Silva Jr., D.C., Hermengildo, T.F.C., Santos, T.F.A. Soldagem Helicoidal de Tubos Produzida em Campo do Aço ASTM A-1018 e sua Correlação com Características Mecânicas e Microestruturais das Juntas Soldadas, 23:3, 364-379, 2018.
57. Amauri, G. Alvares, S.J. *Ensaio dos Materiais*, 2ª edição, LTC, 2012.