

**CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA DE MINAS GERAIS**

**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS**

**CURSO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS**

**DÂMARIS LUIZA VIANA DANIEL**

**AVALIAÇÃO DA SOLDABILIDADE DO FERRO FUNDIDO NODULAR PELO  
PROCESSO DE SOLDAGEM FCAW MECANIZADO**

**BELO HORIZONTE**

**2019**

DÂMARIS LUIZA VIANA DANIEL

**AValiação DA SOLDABILIDADE DO FERRO FUNDIDO NODULAR PELO  
PROCESSO DE SOLDAGEM FCAW MECANIZADO**

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado no Curso de Graduação em Engenharia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais como requisito parcial para obtenção do título de Bacharel em Engenharia de Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Ivan J. de Santana

Co orientadora: Prof.<sup>a</sup> Dr.<sup>a</sup>. Elaine Carballo Siqueira Corrêa

BELO HORIZONTE

2019

DÂMARIS LUIZA VIANA DANIEL

**AVALIAÇÃO DA SOLDABILIDADE DO FERRO FUNDIDO NODULAR PELO  
PROCESSO DE SOLDAGEM FCAW MECANIZADO**

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado no Curso de Graduação em Engenharia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais como requisito parcial para obtenção do título de Bacharel em Engenharia de Materiais.

Aprovado em 11/12/2019

**BANCA EXAMINADORA**

---

Prof. Ivan J. de Santana

---

Prof. Elaine Carballo Siqueira Corrêa

---

Prof. Aderci de Freitas Filho

**AGRADECIMENTOS**

Primeiramente a Deus por me amar e me guiar durante todos os percursos da minha vida.

A minha mãe sou grata por tudo, pelo amor incondicional, apoio e incentivo aos meus estudos, os quais sem os sacrifícios dela nada disso seria possível.

Meus sinceros agradecimentos ao Professor Ivan J. de Santana, que aceitou de bom grado orientar este trabalho e por ter acreditado em mim. Sou extremamente grata por todo o incentivo, suporte, conversas reflexivas, conselhos, o qual proporcionou grande clareza para executar o trabalho e o conduziu com competência e como exímio profissional.

À Professora Elaine Carballo S. Corrêa, co-orientadora, por ter fornecido o material de estudo, por todo apoio e suporte técnico no laboratório. Ao Professor Aderci de Freitas Filho, por auxiliar na confecção dos corpos de prova e ensinar a manusear os equipamentos de usinagem.

Aos meus irmãos, Dâmocles e Daniel, por todo o companheirismo e por sempre fazerem meus dias melhores e mais leves.

À Laura, minha companheira de trabalho, sou extremamente grata pela amizade, paciência, conselhos e por toda ajuda. Sem ela esse trabalho não existiria.

A todos os mestres que contribuíram com a minha formação acadêmica e profissional. Em especial, ao Professor Ernane Rodrigues da Silva que é o meu ponto de apoio no CEFET e um grande exemplo de pessoa e profissional. Agradeço por toda orientação, dedicação e ensinamento durante a minha jornada na Engenharia.

A todos os Técnicos do Departamento de Engenharia de Materiais, que sempre tiveram dispostos a ajudar. Em especial ao Jorge, pela amizade, momentos de diversão e conselhos. Ao Carlinhos por ter gentilmente cortado o material de estudo.

Ao CEFET por ter me proporcionado oportunidades únicas, desafios e pessoas especiais.

Aos amigos que sempre estiveram ao meu lado, em especial à Lorryne pela companhia e por toda ajuda fornecida ao trabalho. E a todos que contribuíram para a realização deste trabalho.

“O homem, porque não tem senão uma vida, não tem nenhuma possibilidade de verificar a hipótese através de experimentos, de maneira que não saberá nunca se errou ou acertou ao obedecer a um sentimento. Tudo é vivido pela primeira vez e sem preparação.”

(KUNDERA, 1984)

## RESUMO

Os ferros fundidos são ligas metálicas que possuem grande importância a nível industrial, pois apresentam boas propriedades mecânicas e tem como vantagem serem propensos a processos de modificações químicas e tratamentos térmicos que conferem propriedades interessantes ao mesmo, de modo que possibilitam uma ampliação em diversas áreas de aplicação, que antes eram exclusivamente atuadas por aços. No entanto, a soldagem do ferro fundido ainda apresenta desafios a serem superados, pois esse material tem uma quantidade de carbono relativamente alta, de modo que dificulta a sua soldabilidade. Porém, o desenvolvimento e aprimoramento de pesquisas possibilitam um melhor entendimento da microestrutura e características dos ferros fundidos, de modo que alguns procedimentos podem ser adotados com o intuito de promover a melhoria de sua soldabilidade e reduzir as barreiras do processo de soldagem. Portanto, o presente trabalho teve como o intuito avaliar a soldabilidade do ferro fundido nodular por meio do processo de soldagem *Flux-Cored Arc Welding* (FCAW) mecanizado, com variação de parâmetros e procedimentos de soldagem, como velocidade de deslocamento, passes de deposição do cordão, pré-aquecimento e pós-aquecimento por meio do processo de soldagem *Gas-Shielded Tungsten Arc Welding* (GTAW). Com a aplicação dos testes, esperava-se avaliar cordões com aspectos visuais satisfatórios, com poucos respingos, boa qualidade, além de avaliar a influência dos procedimentos de pré-aquecimento e pós-aquecimento nas microestruturas dos corpos de provas. Após a realização dos testes de soldagem, foram avaliados as zonas fundidas e zonas termicamente afetadas dos cordões depositados por meio das imagens de macrografia, avaliou-se os microconstituintes formados na microestrutura por meio das imagens de micrografia. Avaliou-se também os coeficientes de diluição, diferentes deposições de passes dos cordões e os perfis de durezas Vickers nas diferentes regiões do cordão de solda. Além disso, foi possível avaliar a influência dos procedimentos de pré-aquecimento e pós-aquecimento nas características e propriedades dos cordões de solda.

## ABSTRACT

Cast irons are metal alloys that are of great importance at a industrial level, as they have good mechanical characteristics and have advantages as prone to chemical and thermal use processes that confer interesting characteristics to it, allowing it to be expanded in several application areas which were formerly steel-only. However, welding of cast iron still presents challenges overcome, as this material has a relatively high carbon index, making it difficult to weld. However, the development and improvement of research, allows a better understanding of the microstructure and resources of cast irons, so that some procedures can be adopted in order to improve their weldability and reduce the welding process barriers. Therefore, the present work aimed to evaluate the nodular iron welding through the mechanized *Flux-Cored Arc Welding* (FCAW) welding process, with variation of welding procedures and procedures, such as displacement speed, bead exposure passes, preheating and postheating by means of welding *Gas-Shielded Tungsten Arc Welding* (GTAW). With the application of the tests, expect to evaluate the satisfactory visual aspects, with few splashes, good quality, and evaluate the influence of preheating and postheating procedures on specimen microstructures. After the welding tests were performed, the fused zones and the thermally affected zones of the strands deposited by means of macrograph images were applied, and the microconstituents formed in the microstructure by micrograph images. Also including dilution coefficients, different exposures of bead passes and hardness Vickers profiles in the different regions of the weld bead. In addition, it was possible to evaluate the influence of preheating and postheating procedures on the characteristics and properties of bead weld.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Representação esquemática da formação de uma solda por aproximação das superfícies das peças .....	16
Figura 2 - Seção esquemática dos obstáculos entre duas superfícies em contato .....	17
Figura 3 - Processo de soldagem por deformação .....	17
Figura 4 - Processo de soldagem por fusão.....	18
Figura 5 - Representação esquemática das quedas de tensões em um arco elétrico.....	19
Figura 6 - Representação esquemática do jato de plasma.....	20
Figura 7- Representação da soldagem com arame tubular.....	21
Figura 8 - Representação da soldagem com arame tubular com proteção gasosa.....	25
Figura 9 - Representação da soldagem com arame tubular autoprotetido .....	26
Figura 10- Gráfico da alteração da corrente em função do stick out após o bico de contato...	29
Figura 11 - Representação esquemática dos modos de transferência metálica em arames tubulares .....	31
Figura 12 - Diagrama Fe – Fe <sub>3</sub> C .....	32
Figura 13 - Ciclo térmico do processo de soldagem.....	33
Figura 14- Ilustração da macroestrutura da seção transversal de uma junta soldada e sua relação com as temperaturas de pico.....	34
Figura 15 - Regiões de uma junta soldada e suas respectivas temperaturas de processamento .....	35
Figura 16 - Potencial grafitizante de elementos de liga.....	37
Figura 17 - Morfologia da grafita .....	39
Figura 18 - Micrografias de ferros fundidos brancos.....	40
Figura 19 - Micrografias de ferros fundidos cinzentos .....	41
Figura 20 - Micrografia de um ferro fundido vermicular .....	42
Figura 21 - Micrografias de ferros fundidos maleáveis .....	42
Figura 22 - Micrografias de ferros fundidos nodulares.....	43
Figura 23 - Micrografias de ferros fundidos nodulares.....	49
Figura 24 - Desenho dos corpos de prova – vistas superior e lateral.....	51
Figura 25 - Desenho esquemático do procedimento de soldagem .....	52
Figura 26 - Sistema mecanizado adotado para a soldagem FCAW.....	53
Figura 27- Sequência de corte .....	56
Figura 28 - Medida da diluição na seção transversal de um cordão.....	57

Figura 29 - Desenho esquemático para obtenção de perfil de dureza.....	57
Figura 30 - Macrografias dos corpo de provas soldado em passe único.....	59
Figura 31 - Distribuição de microdureza Vickers nos corpos de prova soldado em passe único sem pré-aquecimento .....	61
Figura 32 - Micrografia das regiões soldados em passe único .....	62
Figura 33 - Macrografias dos corpo de provas soldado em passe duplo .....	63
Figura 34 - Distribuição de microdureza Vickers nos corpos de prova soldado em passe duplo sem pré-aquecimento .....	64
Figura 35 - Micrografia das regiões soldados em passe duplo.....	65
Figura 36 - Macrografias dos corpos de prova soldados com pré-aquecimento .....	66
Figura 37- Distribuição de microdureza Vickers nos corpos de prova soldado com pré-aquecimento.....	67
Figura 38 - Micrografia das regiões soldadas com pré-aquecimento .....	68
Figura 39 - Macrografias do corpo de prova com deposição de passe único submetidos ao processo de pós-aquecimento .....	69
Figura 40 - Distribuição de microdureza Vickers nos corpos de prova soldados com aplicação de pós-aquecimento .....	71
Figura 41 - Micrografia das regiões soldadas com pós-aquecimento.....	72

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1- Especificações dos arames tubulares segundo a AWS.....	24
Tabela 2 - Composição química (% em peso) do ferro fundido nodular fornecida pelo fabricante Fundição Tupy .....	50
Tabela 3 - Composição química do arame .....	50
Tabela 4- Especificações do procedimento de soldagem.....	52
Tabela 5 - Identificação de Grupos de Corpos de Prova.....	54
Tabela 6 - Parâmetros adotados para realizar o processo de pós-aquecimento com TIG.....	55
Tabela 7 - Especificações da Microdureza.....	57
Tabela 8 - Medidas de coeficiente de diluição .....	60
Tabela 9 - Medidas de coeficiente de diluição .....	63
Tabela 10 - Medidas de coeficiente de diluição .....	66
Tabela 11 - Medidas de coeficiente de diluição .....	70

## SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO .....	13
2 OBJETIVOS .....	14
2.1 Objetivos Gerais .....	14
2.2 Objetivos Específicos .....	14
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	15
3.1 Importância da soldagem .....	15
3.2 Aspectos gerais da soldagem .....	15
3.3 Arco elétrico.....	18
3.4 Parâmetros de regulagem e variáveis do processo .....	20
3.5 Processo de Soldagem FCAW .....	20
3.5.1 Aspectos gerais da soldagem FCAW.....	21
3.5.2 Equipamentos .....	23
3.5.3 Consumíveis .....	23
3.5.3.1 Arames Tubulares .....	24
3.5.3.2 Gás de Proteção .....	27
3.5.4 Variáveis do Processo FCAW .....	28
3.5.5 Transferência Metálica.....	30
3.6 Soldagem GTAW .....	31
3.7 Metalurgia da Soldagem .....	31
3.7.1 Diagrama de equilíbrio Fe – Fe <sub>3</sub> C .....	32
3.7.2 Ciclo térmico de Soldagem .....	33
3.7.3 Zona Termicamente Afetada.....	34
3.8 Ferros Fundidos.....	36
3.8.1 Definição .....	36
3.8.2 Características gerais dos ferros fundidos.....	36
3.8.3 Tipos dos ferros fundidos.....	38
3.8.3.1 Ferro Fundido Branco .....	39

3.8.3.2 Ferro Fundido Cinzento .....	40
3.8.3.3 Ferro Fundido Vermicular.....	41
3.8.3.4 Ferro Fundido Maleável.....	42
3.8.3.5 Ferro Fundido Nodular.....	43
3.8.4 Soldabilidade.....	44
4 Estado da Arte.....	46
5 Metodologia.....	49
5.1 Materiais .....	49
5.2 Equipamentos.....	50
5.3 Métodos.....	51
5.3.1 Confeção dos corpos de prova.....	51
5.4 Processamento de soldagem.....	51
5.5 Pré-aquecimento .....	54
5.6 Pós-aquecimento.....	55
5.7 Análises metalográficas .....	55
5.8 Diluição nos Corpos de Prova Soldados.....	57
5.9 Microdureza Vickers .....	57
6 Resultados e Discussão .....	59
6.1.1 Primeiro procedimento de soldagem .....	59
6.1.1.1 Primeiro teste de soldagem – passe único.....	59
6.1.1.2 Segundo teste de soldagem – passe duplo.....	62
6.2. Segunda condição de soldagem.....	66
6.3. Terceira condição de soldagem .....	69
7 Conclusão .....	74
8 Referências .....	75

## 1 INTRODUÇÃO

Ferros fundidos são ligas metálicas de Ferro, Carbono, Silício e outros elementos de liga, cujo o teor de carbono é elevado, sendo por volta de 2,11% a 6,7%. O ferro fundido nodular é uma classe específica dessa liga, onde o carbono mantém-se em forma esferoidal na matriz metálica, caracterizando uma microestrutura típica composta por nódulos ou esferas de grafita. Esse material contém propriedades interessantes, que aliadas à capacidade da sua composição química poder ser alterada e além de serem propensos a tratamentos térmicos, conferem uma extensa gama de propriedades que ampliam a aplicação dessas ligas, alcançando níveis onde o uso das mesmas eram restritos.

No entanto, a soldagem dessas ligas ferrosas contém inúmeras peculiaridades devido ao elevado teor de carbono na composição desse material, o que limita a aplicação do processo de soldagem. Pois, após esse processo, o calor gerado nas regiões da Zona Fundida (ZF), Zona Afetada pelo Calor (ZAC) e no Metal de Base, geralmente promove o desenvolvimento de uma microestrutura de alta dureza e fragilidade nessas regiões. Estas regiões frágeis, aliadas às tensões de contração, podem levar à formação de trincas nos componentes formados por essas ligas, o que dificulta a sua aplicação.

Portanto, o presente trabalho tem como o intuito avaliar a influência do processo de soldagem FCAW mecanizado na soldabilidade do ferro fundido nodular. Com aplicação de variações no procedimento de soldagem e em seus parâmetros, que consiste em diferentes deposições de passes do cordão de solda e velocidade de deslocamento da tocha. Além disso, foi avaliado a influência dos procedimentos de pré-aquecimento e pós-aquecimento na microestrutura das ligas e nas regiões da zona fundida, zona termicamente afetada e metal de base.

Após a execução dos procedimentos de soldagem, esperava-se obter cordões com bons aspectos visuais, poucos respingos e de boa qualidade. Após a caracterização do material, foram avaliados por meio de microscopia óptica e estereomicroscópio, a influência dos processos na microestrutura e na macroestrutura dos cordões depositados. Foram determinados os valores de coeficiente de diluição dos cordões depositados e os perfis de dureza por meio de microdureza Vickers das regiões soldadas. Além disso, foi possível avaliar a influência dos procedimentos de pré-aquecimento e pós-aquecimento utilizando o processo de soldagem GTAW nas características dos cordões depositados.

## **2 OBJETIVOS**

### **2.1 Objetivos Gerais**

Avaliar a influência da aplicação do processo de soldagem FCAW mecanizado na soldabilidade do ferro fundido nodular.

### **2.2 Objetivos Específicos**

- Analisar os efeitos da deposição de passe único nas características da macroestrutura, microestrutura e no perfil de microdureza do cordão de solda.
- Analisar os efeitos da deposição de passe duplo nas características da macroestrutura, microestrutura e no perfil de microdureza do cordão de solda.
- Avaliar o coeficiente de diluição dos cordões depositados.
- Verificar a influência do pré-aquecimento nas características da macroestrutura, microestrutura e no perfil de microdureza do cordão de solda.
- Verificar a influência do pós-aquecimento nas características da macroestrutura, microestrutura e no perfil de microdureza do cordão de solda.

### 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 3.1 Importância da soldagem

Os processos de soldagem, dentre os diferentes processos de fabricação, são os principais processos para a união de materiais em escala industrial, pois permitem a montagem de produtos com rapidez, segurança e economia de material. Os processos de soldagem têm grande importância, como em aplicações na indústria microeletrônica, em componentes para oleodutos, gasodutos, plataformas marítimas, reatores nucleares, trocadores de calor das indústrias químicas, petroquímicas e nucleares e para fabricação de produtos manufaturados, como aviões, navios, veículos ou inúmeros produtos de um modo geral (BRANDI, WAINER, 2004).

Cada processo de soldagem tem suas vantagens e limitações, logo para que suas aplicações sejam adequadas é ideal que eles cumpram alguns requisitos. Primeiramente, o processo escolhido deve ser capaz de gerar energia suficiente para promover a coalescência dos metais, sendo eles similares ou não; ser capaz de proteger a região soldada da contaminação do ambiente circunvizinho, de modo a evitar a formação de óxidos na superfície, além de remover as contaminações e impurezas da superfície (BRANDI, WAINER, 2004).

#### 3.2 Aspectos gerais da soldagem

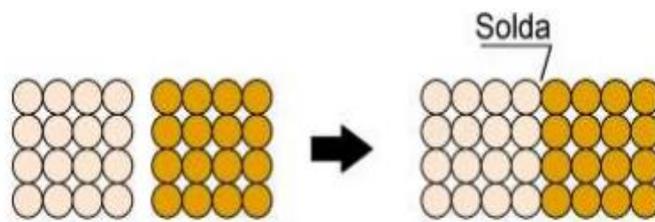
O conceito do que é soldagem sofreu muitas alterações com o decorrer do tempo e isso pode ser relacionado a evolução nas diferentes áreas de conhecimento do desenvolvimento científico e tecnológico e a descoberta de novos materiais. Há na literatura algumas definições sobre o conceito de soldagem, destacando-se a definição no *Welding Handbook* produzido por uma renomada instituição de soldagem a *American Welding Society* (AWS), que define como “Processo de união de materiais usado para obter a coalescência localizada de metais e não metais, produzida por aquecimento até uma temperatura adequada, com ou sem a utilização de tensão e/ou material de adição” (MACHADO, 2007; MODENESI, BRACARENSE, 2011).

Contudo, a definição adotada pela AWS é somente operacional, pois não engloba a natureza das forças necessárias por promover a união dos materiais, logo uma nova definição foi estabelecida: “Processo de união de materiais baseado no estabelecimento de forças de ligação

química de natureza similar às atuantes no interior dos próprios materiais, na região de ligação entre os materiais que estão sendo unidos” (MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011).

A união entre dois materiais quando tratada a nível atômico é baseada na condição de energia dos átomos e depende do espaçamento interatômico. Considerando os átomos da superfície de um sólido, estes se encontram com um maior nível de energia do que os átomos no interior do retículo cristalino, isso ocorre devido às poucas ligações dos átomos superficiais com os seus vizinhos, logo aproximando-se duas peças metálicas a uma distância significativamente pequena de modo a reduzir a energia do sistema e promover a formação de uma ligação permanente, seria possível formar uma solda, a Figura 1 a seguir ilustra esquematicamente uma solda (MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011).

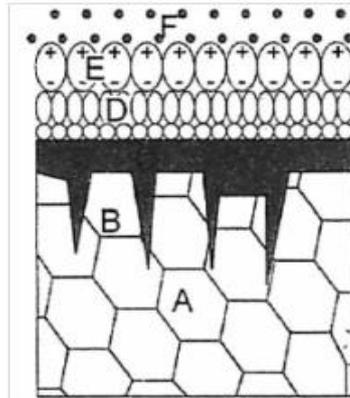
**Figura 1 - Representação esquemática da formação de uma solda por aproximação das superfícies das peças**



Fonte: (MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2012)

No entanto, isto não ocorre em duas peças metálicas, pois existem barreiras que impedem tais interações de ocorrer uma aproximação eficiente das superfícies. Isto pode ser relacionado com a dificuldade de se preparar superfícies perfeitamente planas à nível atômico, dado que os metais apresentam grande rugosidade, isto é, eles contêm irregularidades superficiais que impedem um contato efetivo entre as superfícies. Além disso, os metais possuem em suas superfícies camadas de óxidos, gorduras, umidade e particulados físicos que impossibilitam o contato real das superfícies, inibindo a formação da junta soldada, a Figura 2 exhibe esquematicamente os obstáculos da superfície (MACHADO, 2007; MODENESI, 2011).

**Figura 2 - Seção esquemática dos obstáculos entre duas superfícies em contato**

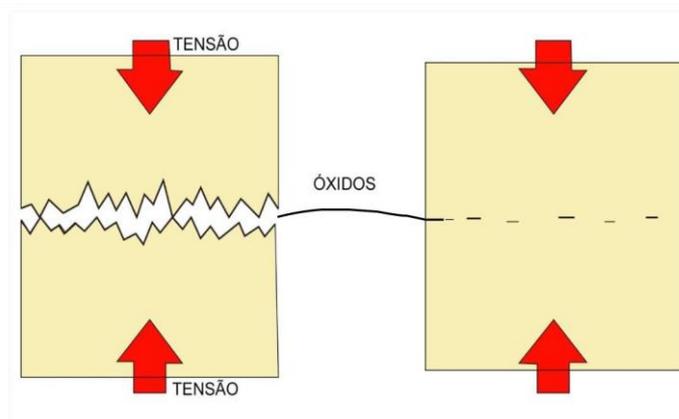


A- Metal Base, B - Metal afetado, C- Camada de Óxido,  
D - H<sub>2</sub>O, O<sub>2</sub> adsorvidos, E – Gorduras e F – Poeira

Fonte: (BRANDI, MARQUES, 2004)

Para superar tais obstáculos, foram desenvolvidos dois grandes grupos de processos de soldagem, os que permitem a soldagem por deformação e os que possibilitam a soldagem por fusão. O primeiro consiste no processo de deformação plástica das superfícies dos materiais, que por meio da aplicação de esforços mecânicos e do aumento do gradiente de temperatura promovem a aproximação atômica, de modo a promover a redução das imperfeições superficiais e possibilitar um contato eficiente entre as peças. Contudo, é possível submeter as peças ao aquecimento localizado com o intuito de facilitar a deformação das superfícies de contato. A Figura 3 ilustra este método (MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011).

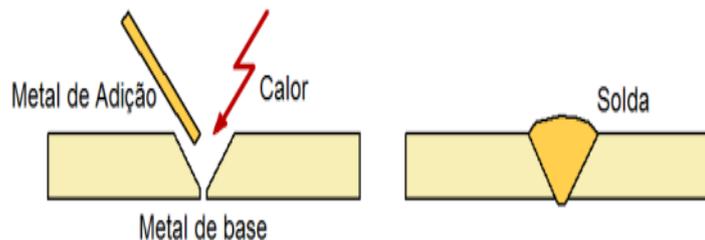
**Figura 3 - Processo de soldagem por deformação**



Fonte: Adaptado de (MODENESI, MARQUES, SANTOS, 2012)

A segunda técnica constitui na aplicação localizada de calor na região da junta, proporcionando a fusão metal de base e/ou metal de adição, o que possibilita a eliminação das fronteiras entre as peças, de modo a promover aproximação dos átomos e moléculas até distâncias suficientemente pequenas para a formação de ligações químicas primárias (metálica, iônica ou covalente) ou ligações secundárias (ligação de Van der Waals). A solda é concebida após a solidificação do metal, esse processo é ilustrado na Figura 4. Os processos de soldagem por fusão são separados em subgrupos devido ao seu grande número, sendo os processos que utilizam o arco elétrico os mais utilizados industrialmente (MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011).

**Figura 4 - Processo de soldagem por fusão**



Fonte: (MODENESI, MARQUES, SANTOS, 2012)

Para realizar a operação de soldagem as peças são posicionadas de acordo com os requisitos do projeto, de modo que se formam as juntas, isto é, as regiões onde as peças serão unidas por soldagem. A solda é o resultado da soldagem realizada no metal de base (MB) utilizando ou não um metal de adição, durante o processo ocorre a fusão dos metais de base e adição formando a poça de fusão, essa irá solidificar e formar a junta. (MACHADO, 2007; MODENESI, 2011).

### 3.3 Arco elétrico

O arco elétrico é um condutor gasoso de corrente elétrica, caracterizado como uma descarga elétrica mantida por meio de um gás ionizado, a alta temperatura, conhecido como plasma, o qual é iniciado por uma quantidade de elétrons emitidos do cátodo, eletrodo negativo, sendo capaz de produzir energia térmica suficiente para provocar a fusão localizada nas peças que deseja-se unir (BRANDI, WAINER, 2004; MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011).

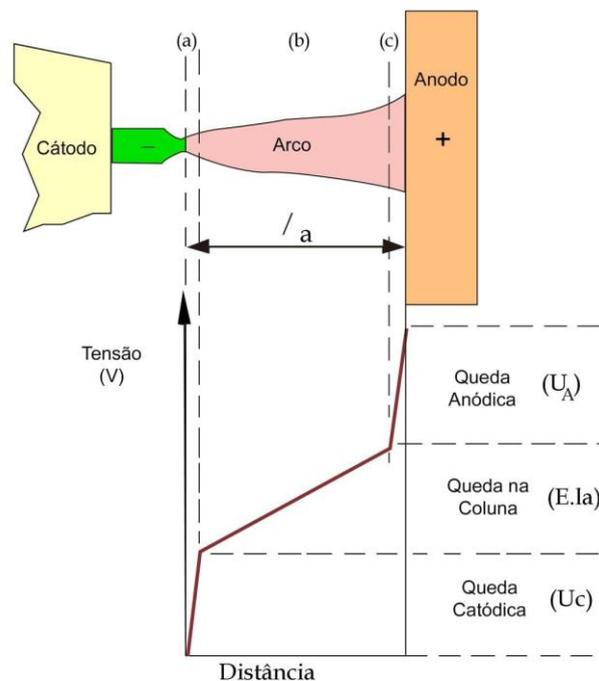
Os processos de soldagem operam, em geral, por meio de um fluxo de partículas que tem como direção do eletrodo para a peça, conhecido como jato de plasma. O eletrodo pode variar de

acordo com o processo de soldagem, podendo ser um arame ou vareta, sendo que o eletrodo possui uma área inferior à da peça e o ideal é que essa deva ser aproximadamente plana (MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011).

Para ocorrer à abertura do arco elétrico de soldagem, é necessário ter aquecimento e bombardeamento com os elétrons do gás que circunda o eletrodo. Além disso, a fonte de energia favorece essa abertura por meio da sua diferença de potencial característica, conhecida como tensão em vazio (BRANDI, WAINER, 2004).

A queda de tensão no arco não ocorre de modo uniforme, se diferenciando em três regiões distintas: região anódica e catódica, que corresponde a finas camadas existentes entre os eletrodos e a coluna do arco elétrico, e a coluna de plasma, ilustrado pela Figura 5 (MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011).

**Figura 5 - Representação esquemática das quedas de tensões em um arco elétrico**

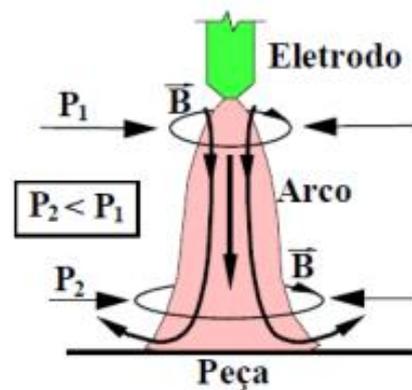


Fonte: Adaptado de (MODENESI, MARQUES, SANTOS, 2012)

O arco elétrico sofre influência do seu campo magnético induzido, esse campo promove uma força de compressão no arco e que devido a diferença dos raios entre o eletrodo e a peça, ocorre uma diferença de pressão que induz no arco um fluxo de gás do eletrodo para a peça, tal fenômeno é conhecido por “jato de plasma” e não depende das polaridades e do tipo de corrente

utilizada. O jato de plasma é um mecanismo responsável por promover a penetração da solda, por meio do direcionamento dos gases e particulados a altas temperaturas contra a peça. Em geral, as forças magnéticas são responsáveis por promover um estrangulamento ou “*pinch*” na extremidade fundida de um eletrodo consumível, desta forma podem contribuir para sua separação do fio sólido e podem influenciar na transferência metálica, a Figura 6 a seguir exibe esquematicamente jato de plasma (MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011).

**Figura 6 - Representação esquemática do jato de plasma**



Fonte: (MODENESI, MARQUES, SANTOS, 2012)

### 3.4 Parâmetros de regulação e variáveis do processo

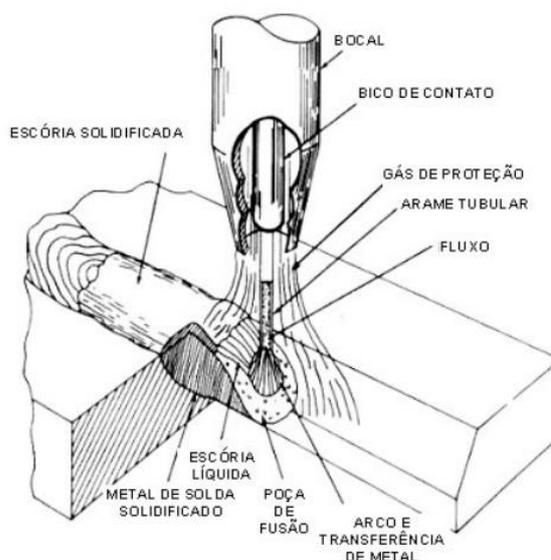
A soldagem por arco elétrico apresenta variáveis que podem influenciar no resultado final do processo e no cordão de solda, esses fatores são: a velocidade de soldagem, o comprimento do arco e o ângulo do eletrodo com a peça de metal, eles irão afetar diretamente a poça de fusão e conseqüentemente a sua penetração no metal de base e a estabilidade do processo. Outros fatores, como o tipo do eletrodo, seu diâmetro, o tipo e o nível da corrente, também precisam ser definidos de acordo com as condições e necessidades do projeto.

### 3.5 Processo de Soldagem FCAW

O processo de soldagem com arame tubular (*Flux-Cored Arc Welding- FCAW*) é um processo que consiste na coalescência do metal de base por meio de um arco elétrico, o qual é gerado entre a peça de trabalho e um eletrodo metálico tubular, consumível, que é constantemente alimentado por uma bobina. O eletrodo tubular contém um fluxo de soldagem que promove a formação de gases, os quais fornecem a proteção do arco elétrico e do cordão de solda. Além disso, a proteção pode ser complementada por um fluxo de gás fornecido por uma fonte externa,

o qual flui pelo bocal da tocha, sendo o processo ilustrado pela Figura 7 (MACHADO, 2007; MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011).

**Figura 7- Representação da soldagem com arame tubular**



Fonte: (ESAB, 2004)

A poça de fusão produzida no processo é envolvida por escórias e gases resultantes da decomposição do fluxo. Portanto, o fluxo proporciona benéficas reações metalúrgicas no metal de solda e a escória, além de atuar metalurgicamente, protege a solda durante a solidificação (MACHADO, 2007; CASTRO, 2015).

As funções do fluxo da soldagem FCAW são semelhantes às do processo de soldagem por eletrodo revestido *Shielded Metal Arc Welding* (SMAW), pois além da proteção fornecida por meio do arame tubular, esses podem fornecer a desoxidação e refino no metal de solda, a adição de elementos de liga, estabilizar o arco elétrico, formar escória e gás de proteção produzido por meio da decomposição de alguns de seus compostos, aumentar a taxa de deposição por meio do pó de ferro (KOU,2003; MACHADO,2007; MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011).

### 3.5.1 Aspectos gerais da soldagem FCAW

Geralmente, a soldagem FCAW é um procedimento que pode ser semi-automático, mecanizado ou robotizado. O processo FCAW é muito similar ao processo GMAW, com relação a

equipamentos e princípios de funcionamento, além de ser semelhante ao SMAW devido às perspectivas metalúrgicas. Logo, a soldagem FCAW engloba as principais vantagens do processo GMAW, sendo alto fator de trabalho do operador, alta taxa de deposição e alto rendimento, os quais resultam em elevada produtividade e também reúne as características do eletrodo revestido, como alta versatilidade, oportunidade de promover alterações e ajustes na composição química do metal de solda e facilidade de operação (MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011).

O processo FCAW é uma alternativa viável para alta produtividade, de modo a apresentar um interessante ponto de vista econômico. O arame tubular tem alta taxa de deposição, que se comparada com a do eletrodo revestido, a mesma é cerca de duas vezes maior na posição vertical e seis vezes na horizontal ou plana, podendo apresentar até 11 kg/h. Por ser um processo de fácil automatização, o seu uso vem crescendo devido a sua maior produtividade se comparado com a soldagem com eletrodos revestidos, entretanto exige equipamentos mais complexos comparando ao processo GMAW, pois possui um maior custo dos consumíveis, logo por apresentar alta produtividade, o alto custo se torna viável, em geral é compensado por uma economia muito maior (MACHADO, 2007; CASTRO, 2015).

A notabilidade do processo FCAW tem crescido, pois o mesmo apresenta aspectos vantajosos em relação aos outros processos, os quais são: alta qualidade do metal de solda depositado, ausência de irregularidades do cordão de solda, características de arco regular e baixo nível de respingos. Além disso, a taxa de fusão e deposição do arame tubular é maior que do arame maciço na mesma faixa de corrente, visto que o invólucro tubular metálico possui menor massa condutora e isso propicia maior densidade relativa de corrente (CASTRO, 2015; GARCIA, 2011).

O processo é aplicável em materiais como o aço ao carbono, aço baixa liga, aços inoxidáveis e aço ligados. Na década de 1980 foram desenvolvidos arames tubulares de pequenos diâmetros, inferiores a 1,00 mm, os quais proporcionaram a soldagem em qualquer posição, apresentando excelentes resultados. No que se refere à aplicação industrial, o processo FCAW é observado com frequência nos segmentos nuclear e naval, na construção de plataformas marítimas para exploração de petróleo e na fabricação de componentes, estruturas e peças de aço carbono, aços de baixa liga e aços inoxidáveis (MACHADO, 2007; MARQUES, MODENESI, BRACARAENSE, 2011).

### 3.5.2 Equipamentos

O equipamento básico para o processo FCAW é semelhante ao usado no processo de soldagem GMAW, sendo composto por uma fonte de energia, um alimentador de arame, uma tocha de soldagem e uma fonte de gás protetor, além de cabos e mangueiras. Existe duas opções básicas para soldar com arame tubular, no modo auto-protégido, o qual o metal de base é protegido da atmosfera por meio da escória formada e os gases produzidos devido a decomposição do fluxo, outro método é por meio do uso de um gás de proteção adicional, geralmente o CO<sub>2</sub> puro ou misturado com outros gases, como o argônio ou o oxigênio (MACHADO, 2007; MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011).

A fonte de gás de proteção, caso seja usada, é semelhante a do processo GMAW, que geralmente consiste em um cilindro do gás ou mistura de gases que serão utilizados para a proteção do cordão de solda, reguladores de pressão e/ou vazão e mangueiras (MACHADO, 2007; MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011).

Para a soldagem empregando um eletrodo tubular auto-protégido recorre-se ao uso de uma tocha mais simples, devido a ocorrência da diminuição da penetração se comparado com aquele que utiliza o CO<sub>2</sub> como gás auxiliar. Além disso, para o auto-protégido o comprimento do eletrodo após o bico de contato deve ser maior, do que o naquele com proteção por gás externo, sendo a tocha similar a do GMAW, porém é mais robusta devido uma maior intensidade de corrente aplicada (MACHADO, 2007).

### 3.5.3 Consumíveis

Os consumíveis usados na soldagem FCAW são compostos por arames tubulares, gases de proteção, se utilizados, e produtos antirrespingos. Os arames tubulares são classificados conforme as especificações da AWS, segundo a Tabela 1, os seguintes fatores foram usados na classificação e para a escolha do arame para uma determinada aplicação, os quais são: enchimento de pó metálico ou fluxo convencional, uso de gás de proteção, tipo de corrente, posições de soldagem indicadas, composição química e propriedades mecânicas do cordão adquirido. O sistema de classificação da AWS para arames com fluxo interno é ilustrado na Tabela 1 (MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011).

**Tabela 1- Especificações dos arames tubulares segundo a AWS**

<b>Especificação</b>	<b>Consumível</b>
AWS A 5.9	Arames de aço inoxidável com pó metálico interno
AWS A 5.15	Arames para soldagem de ferro fundido
AWS A 5.18	Arames tubulares de aço carbono com pó metálico interno
AWS A 5.20	Arames tubulares de aço carbono com fluxo interno
AWS A 5.21	Arames para revestimento
AWS A 5.22	Arames tubulares para soldagem de aço inoxidável
AWS A 5.29	Arames de aços de baixa liga com fluxo interno

Fonte: Adaptado de (MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011)

### **3.5.3.1 Arames Tubulares**

Os arames tubulares podem ser divididos quanto ao fluxo em dois tipos: “*metal cored*” e “*flux cored*”. O *metal cored* apresenta grande vantagem na soldagem mecanizada em alta velocidade, são arames com enchimento de pó metálico, que contém principalmente pó de ferro e/ou ferro-ligas e um pouco de fluxo a base de minerais. Esses arames produzem uma escória mínima, praticamente inexistente. Recentemente, foram desenvolvidos arames tubulares com enchimento de pó metálico para serem usados como proteção gasosa na soldagem dos aços inoxidáveis e também para revestimento contra desgaste. O *flux cored* contém um fluxo composto geralmente por minerais e outros ingredientes, assim como os empregados no revestimento dos eletrodos revestidos e podem ser subdivididos principalmente em dois grupos: rúflicos e básicos (MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011).

O processo de soldagem com arames tubulares pode ser realizado por duas formas básicas, sendo um modo designado autoprottegido, no qual o metal da solda é protegido contra a contaminação atmosférica por meio da escória e gases produzidos na decomposição do fluxo. O outro modo é o método que utiliza proteção gasosa externa, geralmente CO<sub>2</sub> puro, ou misturas desse gás com argônio e, algumas vezes, também com oxigênio (MACHADO, 2007; CASTRO, 2015).

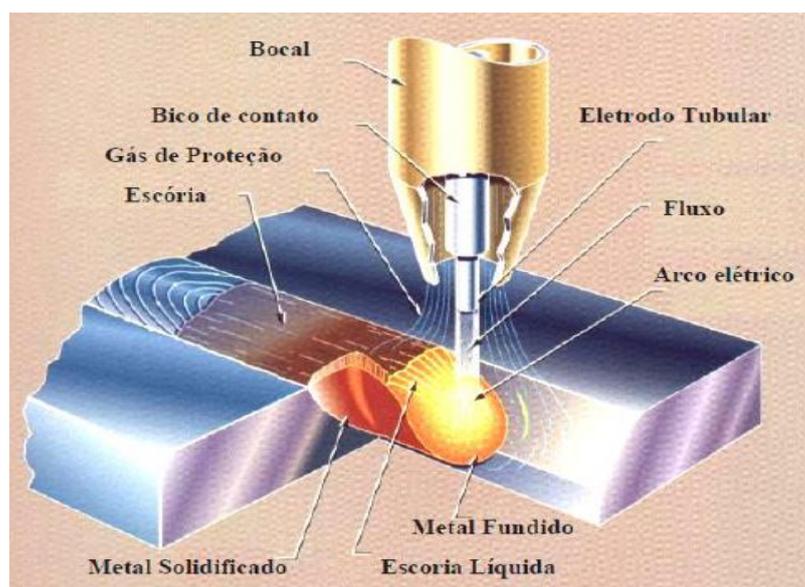
#### **a) Arames com proteção gasosa (Processo FCAW-G)**

Os arames com proteção gasosa operam com equipamentos similares aos do processo GMAW. Entretanto, os bocais e as tochas são modificados para que ocorra a passagem de gás e são conectados a cilindros que armazenam os gases. Em geral, esse processo é realizado com corrente de maior intensidade e pode conter um sistema de resfriamento da tocha, o qual pode ser aplicado com água ou com o próprio gás de proteção (CASTRO, 2015).

Apesar do gasto adicional com o gás de proteção, esse método é aplicado com frequência, pois em geral aumenta muito a tolerância do processo e as propriedades mecânicas do metal de solda, em razão de ter uma proteção mais eficiente contra a contaminação atmosférica. Além disso, é possível realizar escorificação de impurezas, ter um arco mais estável, promover uma menor quantidade de respingos e o custo final do processo é reduzido (MACHADO, 2007; MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011; CASTRO, 2015).

Não é recomendável realizar esse processo em trabalho em campo, pois pode ocorrer uma perda parcial de proteção do gás, já que a presença do vento pode ocasionar na perturbação da camada do gás. O processo de proteção gasosa externa é adequado para a confecção de peças pequenas e de soldagem de elevada penetração. A Figura 8 exibe um desenho de soldagem com proteção gasosa, mostrando o bocal adaptado para a passagem do gás de proteção (MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011; CASTRO, 2015).

**Figura 8 - Representação da soldagem com arame tubular com proteção gasosa**



Fonte: (CASTRO, 2015)

#### **b) Arames autoprotégidos (Processo FCAW-S)**

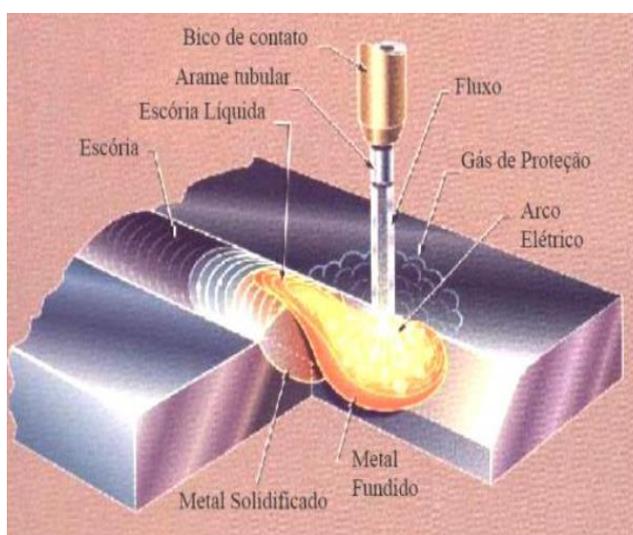
Esses arames não possuem como requisito um gás de proteção externo, isso ocorre devido à composição dos fluxos no arame tubular, esses fluxos contêm diversos componentes que se expostos a altas temperaturas de soldagem, protegem o metal de solda da contaminação. É um processo interessante para soldagem em campo, pois contém menor sensibilidade a corrente de

ar. Além disso, o arame é adequado para a soldagem em locais de difícil acesso, no qual é inviável o uso de gás de proteção. Logo, este arame apresenta a vantagem adicional devido a possibilidade de soldagem em todas as posições (CASTRO, 2015; MACHADO, 2007).

Além disso, o processo de soldagem com esse arame apresenta menores custos se comparado ao método com proteção gasosa, isso ocorre devido a uma grande simplicidade dos equipamentos, pois estes não requerem um cilindro de gás, logo não é necessário que o bocal e a tocha possuam um compartimento para permitir a passagem de gás. Entretanto, esses apresentam desvantagens com relação a maior produção de fumos nocivos, o que necessita de uso de máscaras respiratórias ou um local com ventilação adequada, além de, produzir soldas com propriedades mecânicas inferiores, pois a proteção atmosférica não é completamente eficaz (CASTRO, 2015).

Os arames autoprotetidos tem produtividade inferior em comparação com os arames com proteção gasosa externa, pois este método apresenta uma taxa de deposição menor. Além disso, a habilidade do operador é um requisito importante, dado que em geral a escória é difícil de ser removida, logo se não for realizada uma limpeza apropriada o metal pode apresentar inclusões de escória. A Figura 9 exhibe esquematicamente a soldagem com arame autoprotetido (CASTRO, 2015).

**Figura 9 - Representação da soldagem com arame tubular autoprotetido**



Fonte: (CASTRO, 2015)

### 3.5.3.2 Gás de Proteção

A utilização de um gás externo à operação de soldagem tem como principal objetivo proteger a poça de fusão de contaminantes do ambiente externo, isto é, manter o nitrogênio e o oxigênio presentes na atmosfera fora da poça de fusão, pois estes gases são prejudiciais ao processo, dado que eles são passíveis de reagirem com os constituintes na solda na presença da energia gerada pelo arco elétrico. Além disso, o gás de proteção tem como função promover condições favoráveis à ionização e à estabilidade do arco elétrico, uniformidade da transferência metálica e garantir níveis de propriedades do cordão de solda adequados a resistência esperada (CASTRO, 2015; SILVA, 2010).

Entre os gases de proteção mais aplicados na soldagem FCAW em arames que não são autoprotetidos, pode-se citar o dióxido de carbono ( $\text{CO}_2$ ) e misturas deste com o argônio (Ar). Os gases hélio (He) e oxigênio ( $\text{O}_2$ ) também estão presentes em misturas. A aplicação de uma mistura de gases de proteção na soldagem FCAW, pode promover a combinação das vantagens separadas de dois ou mais gases (CASTRO, 2015).

O  $\text{CO}_2$  é um gás de baixo custo e é encontrado na temperatura ambiente como um gás inativo, mas quando submetidos a altas temperaturas do arco elétrico, dissocia-se em monóxido de carbono (CO) e  $\text{O}_2$ , esse irá reagir com os elementos do metal fundido oxidando-os. Esse gás é dito como um gás ativo e apresenta as seguintes vantagens: é o mais econômico, promove baixo calor irradiado, tem uma razão de profundidade/largura do cordão superior e fornece menores níveis de hidrogênio difusível no metal de solda (ESAB, 2004; CASTRO, 2015).

Dentre os gases inertes Ar e He utilizados, o argônio apresenta maior destaque. O Ar é capaz de proteger a poça de fusão durante todo procedimento de soldagem, abrangendo proteção em todas as temperaturas do processo. Uma quantidade suficiente de Ar promove a diminuição da oxidação do cordão de solda, em comparação com a proteção com 100% de  $\text{CO}_2$  (CASTRO, 2015).

A aplicação da mistura de gases de proteção no processo de soldagem pode mesclar as vantagens individuais de cada gás. A mistura mais empregada consiste em Ar e  $\text{CO}_2$ , essa apresenta algumas vantagens, como: uma quantidade de respingos reduzida devido a ação de um arco mais suave, proporciona menor geração de fumos, acabamento e perfil do cordão de

solda superiores, suporta larga faixa de tensão logo a regulagem da máquina é menos crítica, tem penetração consistente e mais favorável e é possível de utilizar maiores velocidades de soldagem. Além disso, o aumento da quantidade de gás inerte na mistura irá proporcionar aumento da eficiência de transferência dos desoxidantes que estão no fluxo do arame (ESAB, 2004; CASTRO, 2015).

### **3.5.4 Variáveis do Processo FCAW**

#### **a) Velocidade de soldagem**

A velocidade de soldagem é o deslocamento linear do arco ao longo da junta a ser soldada e influencia na penetração e no contorno do cordão, além da energia de soldagem. Em geral, uma velocidade de soldagem muito baixa pode ocasionar elevação da energia de soldagem, o que pode provocar na microestrutura da junta soldada problemas metalúrgicos não desejáveis (BRACARENSE, 2010; CASTRO, 2015).

#### **b) Corrente de soldagem**

A corrente de soldagem é proporcional à velocidade de alimentação do arame para um determinado diâmetro e composição do arame tubular. Estabelecido um diâmetro de arame, se as outras variáveis como velocidade de soldagem e tensão forem mantidas constantes, o aumento da corrente de soldagem irá provocar: aumento da taxa de deposição do arame, aumento da penetração e um cordão de solda convexo com aparência ruim para aumentos excessivos a corrente (BRACARENSE, 2010; CASTRO, 2015).

Entretanto, uma corrente insuficiente irá produzir transferência do tipo *spray*, respingos excessivos e porosidade no metal de solda devido à absorção de hidrogênio, caso seja soldado com arame tubular autoprottegido. A corrente é aumentada ou diminuída por meio da variação da velocidade de alimentação do eletrodo. Para uma taxa de alimentação a corrente vai variar em função do comprimento do eletrodo. Aumentando o *stick out*, a corrente de soldagem tende a diminuir e vice-versa (BRACARENSE, 2010; CASTRO, 2015).

#### **c) Tensão de soldagem**

A tensão de soldagem está diretamente relacionada com o comprimento do arco. Esses parâmetros podem afetar o perfil, penetração e as propriedades mecânicas do cordão de solda e a quantidade de respingos. Comprimentos de arco mais longos, podem provocar aumento de

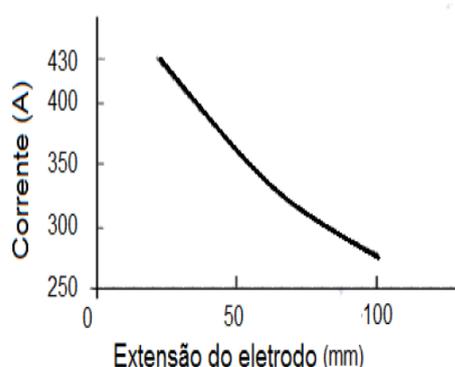
respingos e irregularidade no formato do cordão, havendo a possibilidade de causar porosidade e mordeduras. Além disso, pode ocorrer uma contaminação da poça de fusão através da atmosfera, permitindo que o nitrogênio proveniente da atmosfera forme nitretos e reduza a tenacidade da solda (CASTRO, 2015; ESAB, 2004).

À medida que a tensão do arco é reduzida, isto é, arco com o comprimento curto, há uma possibilidade de o arco ser extinto. Além disso, ocorre uma redução da tensão superficial da poça de fusão, pois a área de contato entre o arco e o metal base é menor (CASTRO, 2015; ESAB, 2004).

#### d) *Stick out*

A extensão do eletrodo descreve a distância entre o bico de contato da tocha e o arco, ela é uma variável de grande importância no processo FCAW. Essa extensão do arame é aquecida por efeito Joule e tende a aumentar a temperatura do eletrodo, provocando uma queda de tensão. Como consequência há uma alteração na taxa de deposição, penetração e estabilidade do arco. A Figura 10 demonstra a variação da corrente em função da extensão do arame, mantida constante a velocidade de alimentação. Aumentando a extensão do eletrodo, a corrente de soldagem tende a diminuir e vice-versa (CASTRO, 2015; SILVA, 2010).

**Figura 10- Gráfico da alteração da corrente em função do stick out após o bico de contato**



Fonte: (CASTRO, 2015)

#### e) **Polaridade**

Alguns arames tubulares funcionam bem com CC+ e em CC-, enquanto arames básicos operam melhor com CC-, resultando em uma ação mais efetiva do arco e em um acabamento do cordão

de solda com quantidade reduzida de respingos. A polaridade inversa com corrente contínua (CC+) é recomendada para arames tubulares rufílicos, visto que a aplicação de polaridade negativa (CC-) produz características operacionais inferiores e pode eventualmente causar porosidade. Em arames “*metal cored*”, uma mudança da polaridade do eletrodo de positiva para negativa resulta em pequenas variações nos valores médios de corrente e tensão de soldagem e tende a aumentar ou diminuir a estabilidade operacional, mantendo-se a microestrutura do cordão de solda. (CASTRO, 2015; ESAB, 2004)

#### **f) Vazão e tipo do gás de Proteção**

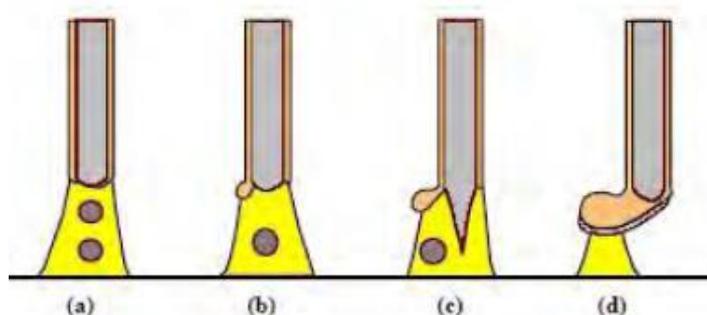
A soldagem com proteção gasosa, tem como uma variável importante a vazão do gás, pois ela afeta diretamente a qualidade do metal depositado. Uma vazão inadequada irá causar pouca proteção da poça de fusão e conseqüentemente haverá ocorrência de poros e oxidação. Uma excessiva vazão do gás resultará em turbulência e aumento de impurezas no metal depositado. A escolha correta da vazão do gás irá depender do tipo e diâmetro do bocal da tocha, da distância do bocal até a peça de trabalho e de correntes de ar durante a soldagem (BRACARENSE, 2010).

O tipo de gás de proteção utilizado também é uma variável que influencia na temperatura da poça de fusão, nas perdas de elementos químicos, na sensibilidade à fissuração e porosidade, assim como na facilidade na execução da soldagem em diversas posições. Os gases de proteção podem ser ativos ou inertes, sendo que dentre os gases inertes destaca-se o argônio, este é capaz de proteger a poça de fusão em todas as temperaturas de soldagem (CASTRO, 2015; SILVA, 2010).

#### **3.5.5 Transferência Metálica**

No processo de soldagem FCAW, o modo como ocorre a transferência metálica da gota para a poça de fusão depende sobretudo das características do fluxo interno do arame tubular, representado na Figura 11, e da corrente de soldagem. A parte metálica do arame é responsável pela condução elétrica até o arco e esse por ocorrer externamente ao fluxo, promove condições de fusão menos oportunas do que em outros processos com proteção por fluxo (SILVA, 2010; CASTRO, 2015).

**Figura 11 - Representação esquemática dos modos de transferência metálica em arames tubulares**



Arames: a) "metal cored" b) rutilico c) básico d) autoprotetido

Fonte: (SILVA, 2010)

### 3.6 Soldagem GTAW

O processo de soldagem GTAW (*Gas Shielded Tungsten Arc Welding*) consiste na união de materiais por meio de um arco elétrico, gerado entre um eletrodo não consumível de tungstênio e as peças metálicas, no qual ocorre o aquecimento e fusão dessas peças. Essa técnica é passível de ser realizada com metal de adição e além disso a poça de fusão tem como proteção contra a contaminação atmosférica um gás inerte ou uma mistura realizada com ele (MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011).

Esse processo contém uma característica importante que é uma excelente energia transferida para a peça, isso ocorre devido ao controle independente da fonte de calor e da adição de metal de enchimento. Além disso, o arco elétrico desta técnica é bastante estável, suave e geralmente produz soldas com boas qualidades superficiais, boa aparência e acabamento (MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011).

### 3.7 Metalurgia da Soldagem

Em geral, os processos de soldagem são realizados com a aplicação localizada de calor e/ou deformação plástica para promover a união dos materiais envolvidos, resultando em alterações das propriedades na região da junta, que pode não ser sempre desejáveis ou aceitáveis. Grande parte dessas alterações dependem das reações que ocorreram no cordão de solda durante a solidificação e o resfriamento e da microestrutura resultante, logo é importante o entendimento desses fenômenos (BRACARENSE, 2011).

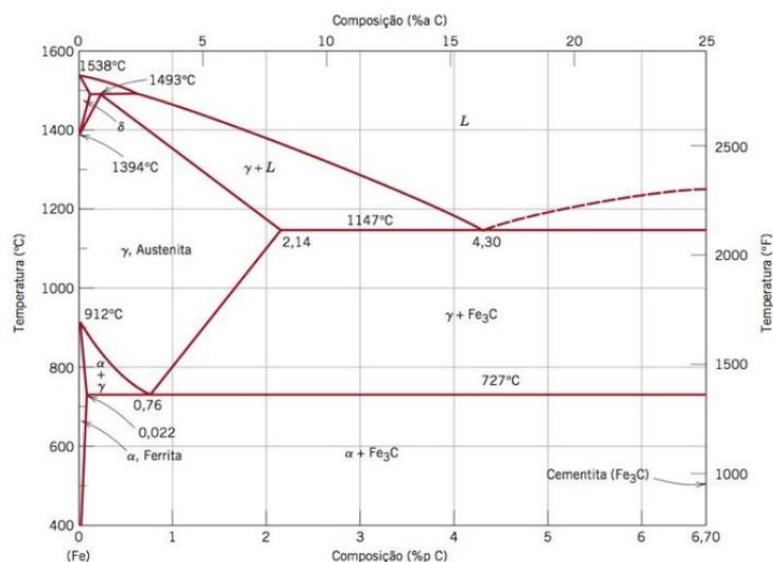
Pode-se conceituar a metalurgia da soldagem como um estudo das alterações estruturais e das propriedades importantes que ocorrem nos materiais, procedente da união destes durante o processo de soldagem (CASTRO, 2015).

### 3.7.1 Diagrama de equilíbrio Fe – Fe<sub>3</sub>C

O diagrama de equilíbrio Fe-Fe<sub>3</sub>C fornece um conjunto de informações elementares para o conhecimento e compreensão dos aços carbono e aços ligados em sua grande variedade. Ele determina em condições extremamente lentas de resfriamento, quais os constituintes estruturais que são formados a partir do estado líquido, em função do teor de carbono, sendo que esses constituintes determinam as propriedades das ligas. Além disso, o diagrama constitui de um meio para entender em geral as reações no estado sólido (CHIAVERINI, 2008; CALLISTER, 2002; REED-HILL, 1999).

O diagrama é caracterizado por três pontos invariantes: um ponto peritético para 0,16%C e 1493°C, um ponto eutético para 4,3%C e 1147°C e um ponto eutetóide para 0,76%C e 727°C. Como a maioria dos aços comerciais possuem teores de carbono menor que 1%, a reação mais utilizada é a invariante eutetóide, nesta a fase austenita ( $\gamma$ ), de estrutura cristalina CFC e com um teor de carbono de aproximadamente 0,77% se transforma isotermicamente nas fases ferrita ( $\alpha$ ), cujo teor de carbono é 0,022% e no composto cementita (Fe<sub>3</sub>C), a Figura 12 exibe o diagrama Fe – Fe<sub>3</sub>C (CHIAVERINI, 2008; CALLISTER, 2002; REED-HILL, 1999).

**Figura 12 - Diagrama Fe – Fe<sub>3</sub>C**

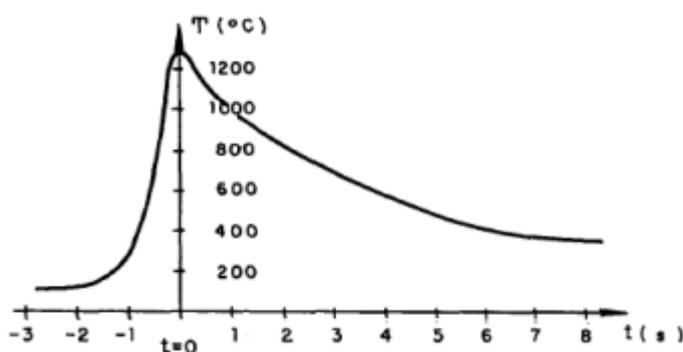


Fonte: (CALLISTER, 2008)

### 3.7.2 Ciclo térmico de Soldagem

O Ciclo Térmico descreve a variação de temperatura durante o processo de soldagem em um ponto da peça, cada ponto é submetido a um ciclo térmico particular que depende principalmente da localização deste ponto em relação à solda. O ciclo térmico consiste basicamente em três fases distintas: etapa de aquecimento do material no início do processo, fase em que a temperatura máxima do ciclo é atingida e por fim, fase do resfriamento gradual, até atingir a temperatura do estado inicial, tais fases são representadas a seguir na Figura 13 (MARQUES, MODENESI, SANTOS, 2011; BRANDI, WAINER, 1992).

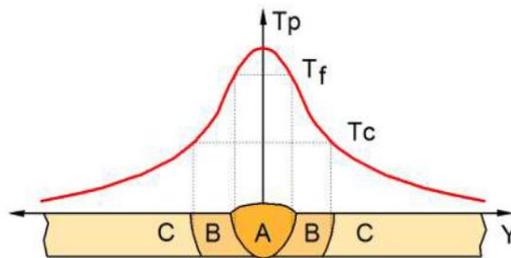
**Figura 13 - Ciclo térmico do processo de soldagem**



Fonte: (BRANDI, WEINER, 1992)

A curva de repartição térmica é definida para uma junta soldada por fusão em três regiões básicas distintas, são elas: a zona fundida (ZF), zona termicamente afetada (ZTA) e zona do metal de base, estas possuem diversas particularidades. A zona fundida é caracterizada por uma mistura homogênea do metal de base fundido com o metal de adição, caracterizado por temperaturas de picos superiores à sua temperatura de fusão. A zona termicamente afetada apresenta temperaturas de pico superiores a uma temperatura crítica ( $T_c$ ) característica do metal de base, porém tal temperatura é inferior à temperatura de fusão. Logo, essa zona consiste em uma região do metal de base que não sofreu o processo de fusão, mas que teve alterações em sua microestrutura e/ou propriedades por causa do ciclo térmico. O restante da peça que não sofreu alterações metalúrgicas pelo processo de soldagem consiste na zona do metal de base, pois é uma região distante do cordão de solda. As suas temperaturas de picos são inferiores à temperatura crítica do material, a Figura 14 exhibe as diversas zonas da junta (MACHADO, 2007; MODENESI, MARQUES, SANTOS, 2011).

**Figura 14- Ilustração da macroestrutura da seção transversal de uma junta soldada e sua relação com as temperaturas de pico**



**A - ZF, B - ZTA e C - MB.**

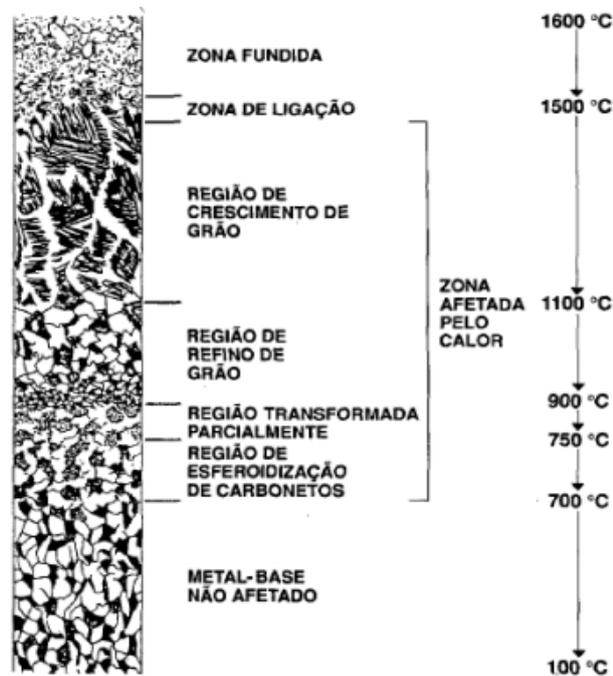
Fonte: (MODENESI, 2012)

### 3.7.3 Zona Termicamente Afetada

As características da zona termicamente afetada (ZTA) dependem do tipo de metal de base e do processo e procedimento de soldagem, logo ela sofre grande influência do ciclo térmico, que é eficaz para determinar a microestrutura da mesma. Conforme o tipo de metal de base utilizado no processo, os efeitos do ciclo térmico podem ser variáveis. Caso seja um metal não transformável no estado recozido, o crescimento de grãos será a mudança mais marcante da estrutura. Se o material estiver encruado, a ZTA apresentará, além da região de crescimento de grãos, uma região recristalizada localizada mais afastada (MARQUES, MODENESI, BRACARENSE, 2011; LANCASTER, 1999).

Do ponto de vista metalúrgico, a zona afetada pelo calor de um aço pode ser dividida em três zonas: supercrítica, intercrítica e subcrítica, tais regiões de temperatura são exemplificadas na Figura 15. Sendo que a região supercrítica pode, por sua vez, ser dividida em duas partes: a região de crescimento de grãos e a região de refino de grãos. O crescimento de grãos ocorre quando o pico de temperatura do ciclo térmico da solda excede a temperatura de crescimento dos grãos. Abaixo dessa temperatura, o ciclo térmico geralmente produzirá um tamanho de grão menor que o do metal original (LANCASTER, 1999).

**Figura 15 - Regiões de uma junta soldada e suas respectivas temperaturas de processamento**



Fonte: (BRANDI, WAINER, 1982)

A região de crescimento de grãos ou região de granulação grosseira (GGZTA), é a porção do metal de base que sofreu aquecimento acima da sua temperatura de crescimento de grãos, em geral essa temperatura é em torno de 1200°C. Ela apresenta uma microestrutura composta por elevado tamanho de grão austenítico e sua microestrutura final é resultante da decomposição da austenita. A região de refino de grãos ou região granulação fina (GFZTA) é caracterizada por uma estrutura de granulação mais fina, semelhante à dos aços normalizados. Essa região ocorre em temperaturas de pico entre 1200°C e a temperatura de início de formação de ferrita, ela é mais afastada da linha de fusão que a anterior (MODENESI, 2012; LANCASTER, 1990).

A região subcrítica (SCZTA) indica pequenas alterações microestruturais visíveis ao microscópio óptico, na qual as lamelas de cementita da perlita podem sofrer esferoidização. Na região intercrítica (ICZTA) o material é aquecido entre A3 e A1 e sofre uma transformação parcial da perlita em austenita, que em seguida se decompõe durante o resfriamento (MODENESI, 2012; LANCASTER, 1999; BRANDI, WAINER, 1982)

A ZTA exibe uma grande diferença de microestrutura entre pontos separados por uma pequena distância, isso ocorre devido à grande variação de ciclos térmicos presentes nestes pontos. Portanto, as propriedades da ZTA variam de acordo com a região (MODENESI, 2012).

### **3.8 Ferros Fundidos**

#### **3.8.1 Definição**

Os ferros fundidos são ligas de ferro-carbono-silício com teores de carbono entre 2,11% e 6,67%, além desses, podem conter Mn, S, P e elementos de ligas diversos. São constantemente considerados uma liga ternária, pois a quantidade de silício é muitas vezes superiores ao do próprio carbono. Durante a solidificação, essas ligas contêm uma fase pró-eutética de austenita e grafita, que se completa com uma solidificação eutética de austenita e grafita ou austenita e carbonetos (CHIAVERINI, 2008; GUESSER, 2009).

#### **3.8.2 Características gerais dos ferros fundidos**

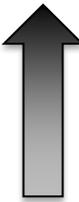
A importância dos ferros fundidos para a indústria tem relação com as suas propriedades que viabilizaram o seu uso em aplicações que eram exclusivas dos aços. Isso ocorre devido a alguns fatores, como a introdução de elementos de liga, aplicação de tratamentos térmicos e o desenvolvimento do ferro fundido nodular. Além disso, essas ligas apresentam características interessantes, como baixo ponto de fusão, alta fluidez e menor contração do que os aços. Apesar dos ferros fundidos apresentarem qualidades mecânicas inferiores, uma associação das suas propriedades com o baixo custo confere sua preferência sobre os aços (CHIAVERINI, 2008; DE PARIS, 2003).

A matriz metálica dessas ligas pode ser formada por ferrita, a qual confere baixos valores de resistência agregado a altos valores de ductilidade e tenacidade ou uma matriz de perlita, que resulta em bons valores de resistência mecânica, associados a valores inferiores de ductilidade. Entretanto, é possível produzir uma mistura de ferrita e perlita de modo a obter uma variedade de classes de ferros fundidos, os quais possuem diferentes combinações de propriedades para uma aplicação específica, sendo que a classe de maior resistência é formada por uma matriz de martensita revenida (GUESSER, 2009).

Um dos fatores de destaque dos ferros fundidos são as diferentes possibilidades do carbono ficar situado na matriz, sendo que eles podem ser dissolvidos, isto é, em solução sólida nas diferentes fases; combinado ao ferro, na forma de cementita ( $\text{Fe}_3\text{C}$ ); e isolado na forma de grafita (G), com estrutura cristalina hexagonal compacta (HC). A ocorrência de cada uma dessas formas confere propriedades específicas e ocorre principalmente devido a dois fatores: a composição química e a velocidade de resfriamento do material (ALMEIDA, 2014; CHIAVERINI, 2008).

Com relação à composição química, os elementos de ligas que têm maior influência na formação de grafita ou de cementita, além do carbono, são: silício, manganês, enxofre e fósforo. O carbono determina a quantidade de grafita que irá se formar e o silício é o principal elemento grafitizante, o qual favorece a decomposição do carboneto de ferro. Por outro lado, o manganês atua como um elemento contrário ao efeito do silício, ele estabiliza a cementita e pode anular os efeitos da presença de silício. O fósforo e o enxofre não têm uma ação significativa, mas eles podem atuar no sentido de modificar a morfologia da grafita e, de acordo com a quantidade, aparecer como elemento grafitizante ou estabilizador da cementita. A Figura 16 exhibe o efeito geral da presença de alguns elementos de liga no ferro fundido em termos de potencial grafitizante ou maior tendência à formação de carbonetos (CHIAVERINI, 2008; ALMEIDA, 2014).

**Figura 16 - Potencial grafitizante de elementos de liga**

<p><b>Elementos com potencial grafitizante positivo</b></p> <p>Carbono Estanho Fósforo Silício Alumínio Cobre Níquel</p>	<p>Potencial grafitizante aumenta</p> 
<p><b>Elementos com potencial grafitizante negativo (favorecem a formação de carbonetos)</b></p> <p>Manganês Cromo Molibdênio Vanádio</p>	<p>Maior tendência a carbonetos</p> 

Fonte: (ALMEIDA, 2014)

A velocidade de resfriamento está associada ao tempo de decomposição da cementita, de modo que uma velocidade elevada implica em um tempo menor para ocorrer a decomposição da cementita, logo ocorre pouca ou nenhuma grafitação. Além disso, a velocidade de resfriamento influencia na forma, distribuição e tamanho dos veios de grafita. Geralmente, a velocidade pode ser controlada por meio das dimensões da peça que será fabricada e pelas características do material do molde de fundição (CHIAVERINI, 2008; ALMEIDA, 2014).

Os ferros fundidos com grafita possuem uma microestrutura semelhante às das matrizes dos aços, contendo os constituintes ferrita, perlita e martensita e, além disso, partículas de grafita. Em termos de propriedades, a grafita possui uma baixa resistência mecânica, sendo que sua presença pode ser entendida como uma descontinuidade da matriz, a qual exerce um efeito de concentração de tensões. O formato da grafita tem grande influência sobre as propriedades mecânicas, sendo que a grafita na forma esférica contém uma menor concentração de tensões e no formato aguda resulta em alta concentração de tensões (GUESSER, 2009)

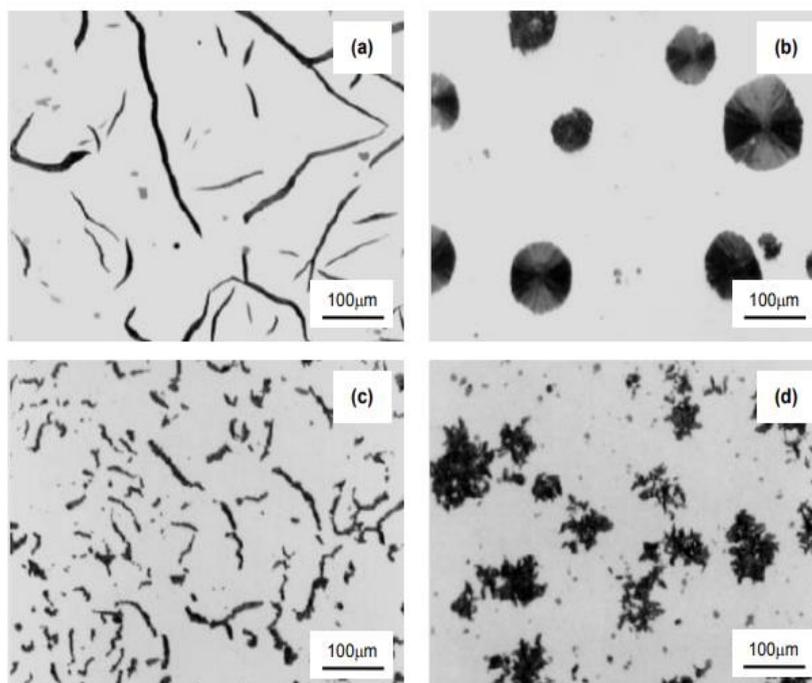
### **3.8.3 Tipos dos ferros fundidos**

Atualmente, os ferros fundidos são classificados em diferentes grupos, em geral, por meio do formato da grafita, no que se refere o aspecto da fratura ou baseado em alguma propriedade mecânica. Desse modo, os principais grupos de ferros fundidos são: ferros fundidos brancos, ferros fundidos cinzentos, ferros fundidos vermiculares, ferros fundidos maleáveis e ferros fundidos nodulares (GUESSER, 2009).

Com relação ao formato da grafita, ela pode se apresentar das seguintes formas: em veios, em nódulos, compacta ou vermicular e em agregados. A morfologia da grafita nas formas de veios e em nódulos é definida por meio da solidificação, que depende da velocidade de crescimento na direção dos planos prismático ou basal. O plano de crescimento tem relação com uma menor energia livre do sistema, de modo que ele ocorre onde tem uma menor energia interfacial do sólido com o líquido durante a solidificação. O plano basal é o preferencial quando se tem uma liga contendo apenas ferro, carbono e silício, o que resulta em uma grafita nodular. No entanto, a presença de elementos como o enxofre e o oxigênio reduz a energia interfacial do plano prismático e leva à formação da grafita na forma de veios. De outro modo, a adição de elementos desoxidantes e dessulfurantes, como o magnésio e o cério, promove uma alteração na energia

interfacial da estrutura entre o sólido e o líquido, estimulando o crescimento segundo o plano basal, logo promovendo à formação dos nódulos de grafita. A Figura 17 a seguir exhibe os diferentes formatos da grafita (GUESSER, 2009; ALMEIDA, 2014).

**Figura 17 - Morfologia da grafita**



(a) Grafita em veios, (b) Grafita em nódulos, (c) Grafita compacta ou vermicular e (d) Grafita em agregados.

Fonte: (ALMEIDA, 2014)

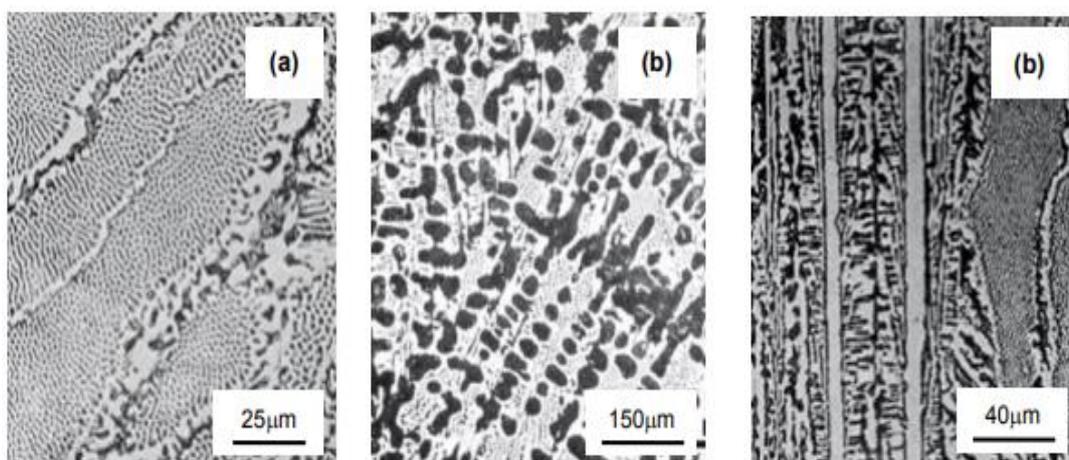
### 3.8.3.1 Ferro Fundido Branco

Os ferros fundidos brancos não contêm o carbono livre na forma de grafita, praticamente todo o carbono está na forma combinada de carboneto de ferro ( $\text{Fe}_3\text{C}$ ), gerando uma superfície de fratura clara. Geralmente, eles exibem teores de silício inferiores a 1% e taxas de resfriamento relativamente altas. A produção industrial do ferro fundido branco é realizada por meio de um sistema de coquilhamento, no qual o metal líquido é vazado em moldes metálicos, de modo que promova um resfriamento com condições de velocidades que não promova o processo de grafitação (CHIAVERINI, 2012; ALMEIDA, 2014).

Com relação a composição química, os ferros fundidos brancos são classificados em três classes: ligas eutéticas, ligas hipoeutéticas e ligas hipereutéticas. O microconstituente típico dos ferros fundidos brancos na temperatura ambiente é a ledeburita. No caso dos ferros fundidos

brancos hipoeutéticos e hipereutéticos, a microestrutura é composta por ledeburita e perlita, e ledeburita e cementita, respectivamente, a Figura 18 exibe as micrografias de ferros fundidos (CHIAVERINI, 2012; ALMEIDA, 2014).

**Figura 18 - Micrografias de ferros fundidos brancos**



(a) Eutético, (b) Hipoeutético e (c) Hipereutético

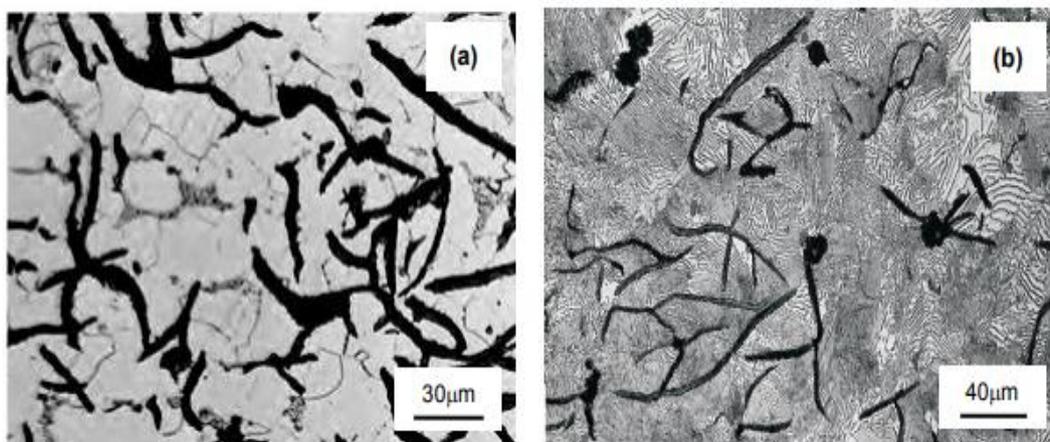
Fonte: (ALMEIDA, 2014)

Suas propriedades são influenciadas devido a elevada quantidade de cementita, portanto os ferros fundidos brancos apresentam elevadas durezas e resistência ao desgaste. Tendo como consequência baixa usinabilidade e tenacidade e difícil soldabilidade (CHIAVERINI, 2012; DE PARIS, 2003).

### 3.8.3.2 Ferro Fundido Cinzento

Os ferros fundidos cinzentos apresentam o carbono livre na forma de grafita em veios e até 0,8% de carbono na forma combinada como cementita, eles exibem teores de carbono e silício que variam entre 2,5% e 4% e 1% e 3%, respectivamente. A matriz dos ferros fundidos cinzentos pode ser ferrítica e/ou perlítica, sendo que se a matriz ferrítica predominar a usinabilidade do material é melhor, mas sua resistência mecânica e ao desgaste são prejudicadas. Caso a matriz perlítica predomine, o material apresenta melhores resistências mecânicas. Na Figura 19 são exibidas micrografias das matrizes dos ferros fundidos cinzentos (CHIAVERINI, 2012; DE PARIS, 2003; GUESSER, 2009).

**Figura 19 - Micrografias de ferros fundidos cinzentos**



(a) matriz predominantemente ferrítica e (b) matriz perlítica

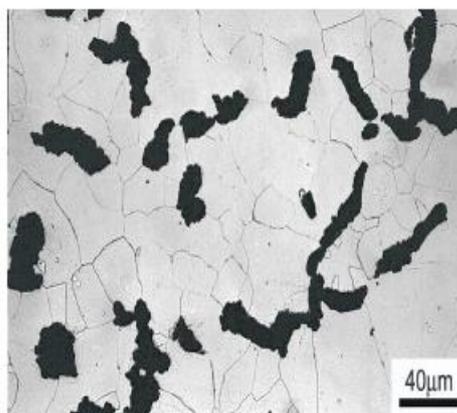
Fonte: (ALMEIDA, 2014)

Eles são indicados como os ferros fundidos mais aplicados industrialmente, devido a características como: fácil fusão e moldagem, boa resistência mecânica, excelente usinabilidade, boa resistência ao desgaste e boa capacidade de amortecimento. A grafita em veios conduz a altos valores de condutividade térmica, o que torna esses ferros fundidos serem muito empregados em componentes como: tambores e discos de freio, cabeçote de motores de combustão interna, entre outros. Além disso, a boa capacidade de amortecimento de vibrações favorece o seu emprego em bases de máquinas e aplicações com restrições de ruídos. Sua baixa resistência à tração tem relação com a morfologia dos veios de grafita, que atuam como pequenas trincas internas, tendo como consequência um material frágil (CHIAVERINI, 2012; DE PARIS, 2003; GUESSER, 2009).

### **3.8.3.3 Ferro Fundido Vermicular**

Os ferros fundidos vermiculares apresentam a grafita predominantemente na forma compacta ou vermes. Esse é um produto intermediário entre o ferro fundido cinzento e o nodular, logo ele apresenta resistência mecânica superior à do ferro fundido cinzento, além de uma considerável ductilidade. Além disso, eles apresentam um superior acabamento por usinagem se comparado ao ferro fundido cinzento, essas características ocorrem devido ao formato da grafita, que é mais arredondada e mais grosseira. A Figura 20 exibe uma fotomicrografia de um ferro fundido vermicular de matriz ferrítica (CHIAVERINI, 2012; GUESSER, 2009).

**Figura 20 - Micrografia de um ferro fundido vermicular**

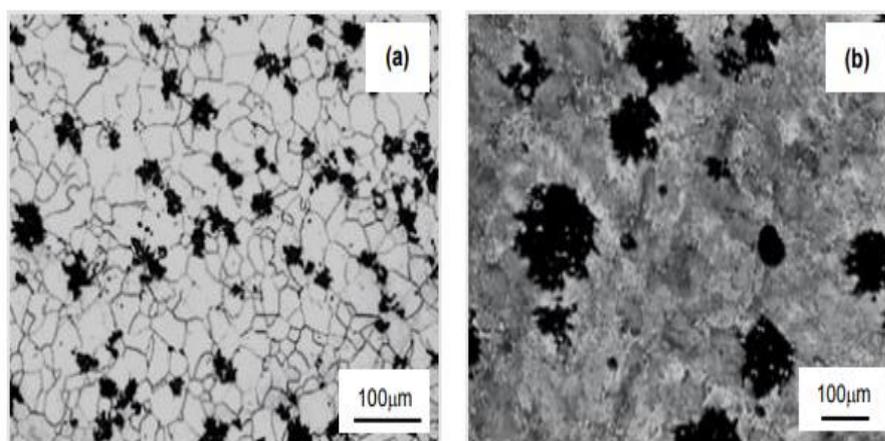


Fonte: (ALMEIDA, 2014)

#### **3.8.3.4 Ferro Fundido Maleável**

Os ferros fundidos maleáveis são ferros fundidos brancos que passaram por um tratamento térmico por um longo período, chamado de maleabilização, a qual confere ductilidade e tenacidade para o material, em sua microestrutura final a grafita se apresenta com contornos rendilhados ou em agregados. As suas boas propriedades como resistência à tração, dureza, resistência à fadiga, resistência ao desgaste e usinabilidade, conferem grande importância para aplicações industriais. A matriz pode ser ferrítica ou perlítica, a Figura 21 a seguir exibe micrografias de ferros fundidos maleáveis de núcleo preto, de matriz ferrítica e predominantemente perlítica (CHIAVERINI, 2012; DE PARIS, 2003; GUESSER, 2009).

**Figura 21 - Micrografias de ferros fundidos maleáveis**



(a) Matriz ferrítica e (b) Matriz perlítica

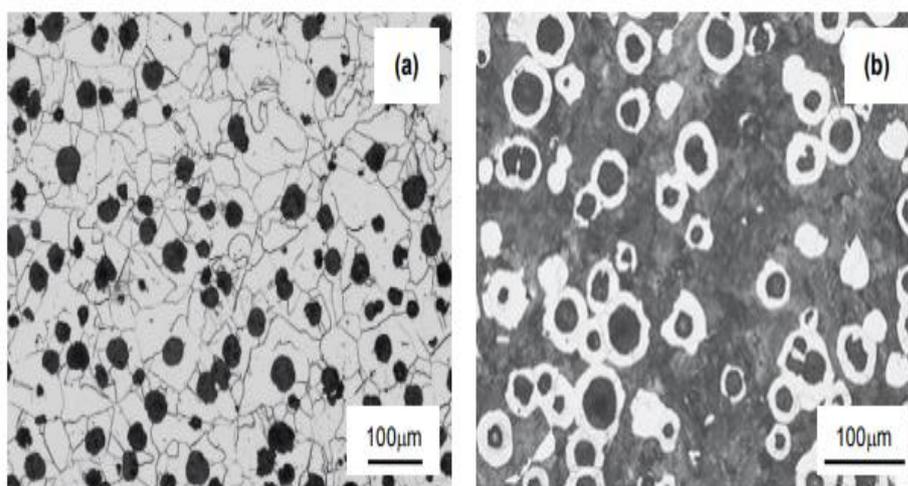
Fonte: (ALMEIDA, 2014)

### 3.8.3.5 Ferro Fundido Nodular

Os ferros fundidos nodulares ou ferros fundidos dúcteis apresentam a grafita na forma esferoidal, essa não interrompe a continuidade da matriz como a grafita em veios, de modo que essa classe de ferro fundido resulta em boas características de resistência mecânica à tração, ductilidade e tenacidade. A morfologia da grafita é concebida por meio da adição de magnésio (0,03% a 0,05%) e o cério (0,005% a 0,020%), que esferoidiza a grafita livre, a grafita pode apresentar morfologias diversas (CHIAVERINI, 2012; DE PARIS, 2003).

Os ferros fundidos nodulares podem exibir uma matriz ferrítica ou perlítica, sendo que a liga que apresenta uma matriz ferrítica, em geral, possui boas propriedades como: boas ductilidade e tenacidade, além de bons limites de escoamento e resistência. De outro modo, a liga com uma matriz perlítica implica em alta resistência mecânica, boa resistência ao desgaste e moderadas ductilidade e tenacidade. Caso o ferro fundido nodular seja composto por uma matriz ferrítica e perlítica, as suas propriedades podem ser consideradas intermediárias. Na Figura 22 é exibida uma micrografia de matriz ferrítica e perlítica (ALMEIDA, 2014).

**Figura 22 - Micrografias de ferros fundidos nodulares**



(a) Matriz ferrítica e (b) Matriz perlítica ferrítica

Fonte: (ALMEIDA, 2014)

Existe uma família especial dos ferros fundidos nodulares, os austemperados, que são obtidos por meio de tratamentos térmicos, em especial a austêmpera, que possibilita aumento da resistência mecânica com manutenção da tenacidade do ferro fundido nodular. As propriedades

dos ferros fundidos nodulares sofrem influência de uma série de fatores, como a quantidade dos elementos que promovem a nodularização, a velocidade de resfriamento, o percentual de cada constituinte da matriz, a presença de outros elementos de liga, entre outros (ALMEIDA, 2014; GUESSER, 2009).

### **3.8.4 Soldabilidade**

Vários fatores podem cooperar para complicar a soldagem dos ferros fundidos, tais como: alto teor de carbono e geralmente de fósforo e de enxofre; baixa ductilidade do metal base e de sua zona termicamente afetada; tendência à formação de martensita na região da solda devido às velocidades de resfriamento elevadas associadas com a soldagem; além da estrutura porosa dos ferros fundidos cinzento, maleável e nodular que favorecem a absorção de graxas e outras sujeiras durante a sua aplicação (ALMEIDA, 2014).

Uma das principais dificuldades de realizar o processo de soldagem de ferro fundido é a sua tendência de formar microestruturas duras e frágeis na ZTA, sendo que a ZTA é uma região complexa e consiste de algumas misturas de martensita, austenita, carbonetos primários e eutéticos. No caso dos ferros fundidos nodulares, esses apresentam a ZTA como uma zona de fusão adjacente ao cordão de solda, uma segunda zona que teve um aquecimento acima da temperatura eutética, cuja área é composta por carbonetos frágeis e uma terceira zona adjacente ao metal de base que foi aquecida acima da temperatura eutetóide, porém abaixo da eutética (DE PARIS, 2003).

A técnica de pré-aquecimento pode prevenir a formação de trincas, diminuir as taxas de resfriamento, reduzir as tensões residuais e distorções, entretanto ela altera a estrutura das juntas, promovendo o alargamento da zona de fusão e da ZTA, aumenta a quantidade de diluição e é possível aumentar a formação de carbonetos contínuos na linha de fusão. Por isso o controle do pré-aquecimento é primordial, para também evitar a formação da martensita e problemas interligados a grafitização secundária (DE PARIS, 2003).

O pré-aquecimento em ferros fundidos nodulares não é sempre um processo benéfico ou necessário, pois além de outros fatores, a escolha da temperatura ótima engloba uma grande complexibilidade. Em contextos que é mais provável altas tensões térmicas, a temperatura deve ser em uma faixa baixa em torno de 150 a 180°C, se for utilizado temperaturas altas, acima de

315°C, são formados carbonetos na linha de fusão, tendo como consequência uma diminuição das propriedades mecânicas. Para ferros fundidos nodulares de matriz ferrítica, o pré-aquecimento não é recomendado (DE PARIS, 2003).

O pós-aquecimento, por meio de um tratamento térmico, promove a decomposição da cementita formada durante o processo de soldagem e transforma a martensita em uma estrutura menos dura, logo ele melhora a ductilidade e usinabilidade da ZTA. No caso de ferros fundidos nodulares, para melhorar a ductilidade deve ser realizado um processo de recozimento ferritizante em forno, para alívio de tensões uma técnica utilizada é promover o aquecimento em uma faixa de 510 a 680°C, durante 1,5 horas por 25 mm de espessura de seção, dependendo do elemento de liga (DE PARIS, 2003).

#### 4 ESTADO DA ARTE

Pascual, et al. (2007) avaliaram a soldabilidade e as propriedades mecânicas do ferro dúctil por meio de duas técnicas diferentes: SMAW e *Oxyacetylene Welding* (OAW). Neste trabalho dois tipos de consumíveis foram usados com cada técnica, sendo a soldabilidade estabelecida em função da composição química dos diferentes consumíveis. Para cada técnica e consumível a solda foi realizada com e sem pré-aquecimento a fim de obter uma estimativa da influência do pré-aquecimento. Como resultado, em geral, analisou-se que o pré-aquecimento melhora a ductilidade, a qualidade da solda e reduz a resistência estática, mas a influência do pré-aquecimento difere dependendo dos consumíveis.

El-Banna (1999) avaliou o efeito da temperatura de pré-aquecimento nas microestruturas obtidas na ZTA e no metal de base, além das propriedades mecânicas das soldas de ferro fundido dúctil nas condições de recozimento. Sendo que o processo de soldagem foi realizado com soldas multipasse. A faixa de temperatura de pré-aquecimento depende do endurecimento da composição química do ferro ou carbono equivalente, do tamanho e a complexidade da solda e do tipo de material de enchimento. Foi possível avaliar que o ferro fundido dúctil pode ser soldado com o pré-aquecimento, sendo a temperatura de pré-aquecimento de 300°C ou 200°C adequada para: evitar a formação de martensita na ZTA e obter ótimas propriedades mecânicas.

El-Banna, et al (2000) investigaram a soldagem por reparo em peças desgastadas fabricadas a partir de ferro fundido dúctil perlítico, com o intuito de restaurar a superfície ou melhorar as propriedades de superfície deste material. O processo avaliou as seguintes variáveis: o pré-aquecimento, entrada de calor, tratamento térmico pós-soldagem PWHT e técnicas multicamadas usando diferentes enchimentos. Como resultado, eles analisaram que um pré-aquecimento de 300°C parece ser a melhor opção quando se solda com metal de enchimento de aço ferrítico, isso se reflete em uma ZF estreita, áreas de carboneto descontínuas e ZTA bainítica. Além disso, uma maior entrada de calor permite uma menor ZF e uma ZTA perlítica, o PWHT reduz ligeiramente a dureza máxima da ZTA e a soldagem Multipass exhibe uma menor ZF e menor microdureza na ZAC.

Pascual, et al (2009) tiveram como objetivo estabelecer um procedimento de soldagem para o ferro fundido dúctil de grafite esferoidal e realizar a comparação da qualidade da solda. A soldabilidade do ferro fundido foi obtida usando um eletrodo Fe-Ni de baixo preço com um

obtido usando um eletrodo de Ni puro. Foi realizado um tratamento de pré-aquecimento a 350°C e um tratamento de recozimento a 850°C, para melhorar as propriedades mecânicas de peças soldadas, a soldabilidade é avaliada a partir das propriedades mecânicas e microestruturas das soldagens. Como resultado, eles avaliaram que o eletrodo de Ni de alta pureza mostraram melhor soldabilidade do que os eletrodos de Ni-Fe, pois apresentou melhor difusão do grafite, resultando em maior ductilidade devido às estruturas aciculares inferiores formadas, melhor distribuição uniforme de grafite no cordão e diminuindo a fragilidade. Além disso, o tratamento de pré-aquecimento proporcionou um aumento na ductilidade da peça soldada através da minimização de microestruturas duras e frágeis. O recozimento pode ser substituído pelo tratamento de pré-aquecimento, que também melhora a ductilidade e a soldabilidade.

O presente artigo mostra o efeito da entrada de calor (tensão, intensidade de corrente e velocidade de soldagem) nas propriedades de um depósito nanoestruturado à base de Fe obtido pelo processo FCAW-S (arames autoprotetidos), sem proteção gasosa. Avaliou-se que todas as peças soldadas apresentaram um bom acabamento de superfície e baixos níveis de respingos e de escória. Uma maior velocidade de soldagem (ou diminuição da entrada de calor) proporcionou uma redução nos valores da espessura do cordão, penetração e altura, o aumento da energia elétrica gerou um aumento na espessura e na altura do cordão. Os resultados apresentados mostraram que é possível soldar com alta entrada de calor nesta técnica, obtendo-se baixa diluição do material de revestimento (GUALCO, SVOBODA, SURIAN, 2016).

Aloraier e Ibrahim, (2006) avaliaram as diferentes porcentagens de sobreposições de cordões de solda e examinaram seus efeitos sobre a dureza e as microestruturas da ZAC. Eles investigaram se um processo de soldagem FCAW totalmente automatizado com *Temper Bead Welding* (TBW) pode ser usado em soldagem de reparo em vez de soldagem manual a arco, para eliminar o uso de tratamento térmico pós-soldagem. Os resultados mostraram que as microestruturas desejáveis e os valores de dureza podem ser obtidos usando o processo de soldagem FCAW quando se utiliza sobreposição de 70% de cordões. Os resultados apontaram que as melhores microestruturas e os menores valores de dureza, foram obtidos quando o FCAW foi adaptado com TBW, usando cerca de 50–70% de sobreposição de cordões. A microestrutura na ZTA foi transformada de bainita acicular em esferoidita, conseqüentemente, os valores de dureza foram reduzidos em 22%, como resultado da sobreposição do cordão.

O presente artigo avalia o efeito da fusão da superfície e da rápida solidificação na estrutura e dureza do ferro fundido nodular, por meio de duas fontes de calor, sendo elas um feixe de laser (LB) Nd-YAG e arco elétrico por TIG. Os resultados apontaram que a fusão da superfície levou a uma dissolução completa dos nódulos de grafite e a re-solidificação de uma estrutura dendrítica. Para as amostras fundidas a laser, houve uma redução substancial na quantidade de austenita retida, exibindo dendritos mais finos de austenita retida cercados por uma rede contínua de  $Fe_3C$ , algumas agulhas de martensita dentro dos dendritos são observadas. Com a técnica de TIG, avaliou-se que nas amostras toda a austenita é transformada em uma estrutura hipereutética, essa diferença na microestrutura foi interpretada devido às diferentes taxas de resfriamento. Além disso, verificou-se que a microdureza do ferro fundido nodular aumentou significativamente após a fusão (BENYOUNIS, FAKRON, ET AK, 2005).

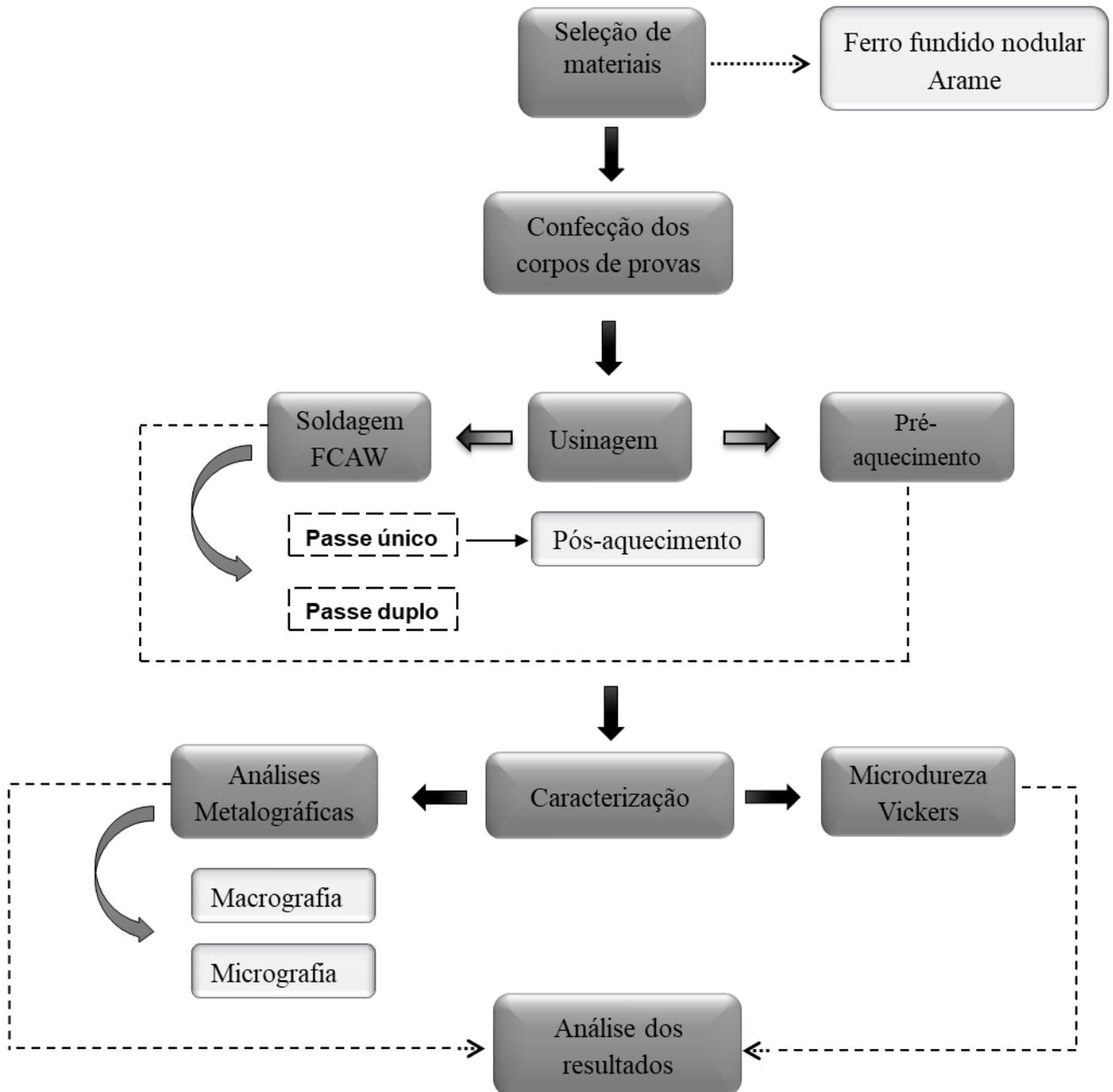
Neste artigo, foi desenvolvido um ferro fundido nodular com composição mais resistente para aplicação industrial, por meio da variação do teor de silício. A adição de outros elementos de liga junto com o silício podem melhorar as características mecânicas e a formação de grafite, mas também podem prejudicar na solidificação, nas propriedades e microestrutura. Para avaliar as propriedades mecânicas, foram realizados teste uniaxial de tração, verificando a resistência a tração e tensão de falha, além disso também foi realizado ensaio de impacto charpy. Após o teste de impacto percebeu-se que o aumento do teor de silício diminui a resiliência do material, já após o teste de tensão percebeu-se que o aumento do teor de silício no ferro dúctil aumentou a resistência à tração do material e diminuiu sua ductilidade e a energia de impacto necessária para a falha (ALHUSSEIN, RISBET, 2014).

Iacoviello, et al. (2010) investigaram os micromecanismos prejudiciais em ferro fundido dúctil ferrítico por meio um microscópio eletrônico de varredura (MEV) com um suporte de microtração, com o intuito de avaliar a influência da microestrutura nos micromecanismos de propagação de trinca por fadiga. Eles avaliaram a influência da taxa de deformação, por meio de testes de tração. Os resultados experimentais mostram que o principal micromecanismo consiste na nucleação e propagação das trincas no revestimento de grafite proveniente da redução da solubilidade do carbono na fase. Além disso, um segundo micromecanismo prejudicial às vezes é observado em conjunto, sendo a nucleação e a propagação das trincas no centro do nódulo (mecanismo de "desagregação"), esse mecanismo depende do valor da taxa de deformação e provavelmente é influenciado pelo mecanismo de nucleação do nódulo de grafite durante a solidificação.

## 5 METODOLOGIA

A Figura 23 exibe toda a metodologia realizada no desenvolvimento deste trabalho.

**Figura 23 - Micrografias de ferros fundidos nodulares**



Fonte: Autoria própria

## 5.1 Materiais

Os materiais adotados para o presente trabalho foram:

- Ferro fundido nodular;
- Arame tubular;
- Gás de proteção.

A liga de ferro fundido nodular com matriz ferrítica perlítica, cuja a composição química é exibida na Tabela 2, sendo essa informação fornecida pelo fabricante Fundação Tupy.

**Tabela 2 - Composição química (% em peso) do ferro fundido nodular fornecida pelo fabricante Fundação Tupy**

Elemento	C	Si	Mg	Mn	S	P	Cu	Cr
% em peso	3,90	2,96	0,05	0,20	0,014	0,063	0,015	0,038

Fonte: Fundação Tupy

O arame adotado como material de deposição no processo de soldagem FCAW foi o arame NICORE55 da ESAB, a Tabela 3 a seguir exibe as especificações do arame.

**Tabela 3 - Composição química do arame**

Arame	Composição química					
	C	Fe	Ni	Mn	Si	Al
NICORE55	1,04%	55%	45,3%	0,23%	0,71%	0,01%

Fonte: ESAB

Para o processo de soldagem FCAW a mistura gasosa adotada foi de Ar 75% e CO<sub>2</sub> 25%. Para o processo de soldagem GTAW, o gás de proteção utilizado foi argônio puro.

## 5.2 Equipamentos

Os equipamentos adotados para o desenvolvimento do trabalho foram:

- Fresadora Universal Clever FH-4;
- Fonte de soldagem GMAW Lincoln Electric CF45;
- Fonte de alimentação Lincoln Electric S350 Power Saver;
- Fonte de soldagem GTAW Miller Electric Syncrowave 250 DX;

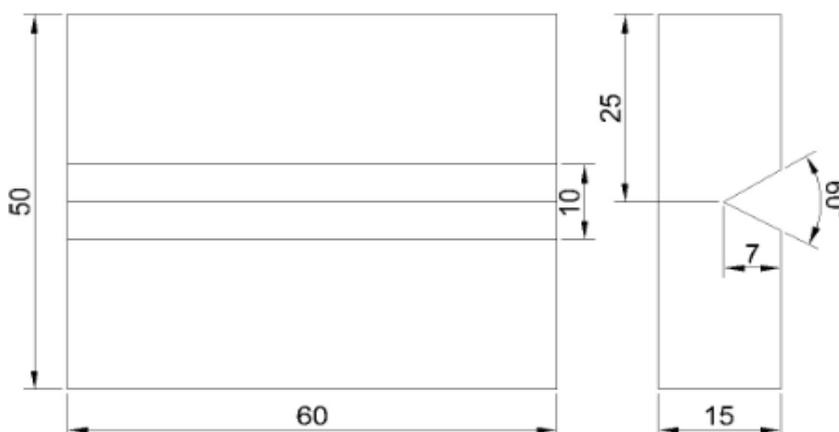
- Dispositivo de Fixação;
- Sistema mecanizado;
- Cortadeira metalográfica AROTEC Modelo Arocor – 80;
- Lixadeiras Arotec Modelo Aropol-VV;
- Politriz Fortel Modelo PLF;
- Microscópio Óptico Fortel Modelo Kontrol;
- Estereomicroscópio Metrimpex;
- Máquina de dureza Shimadzu Modelo HMV-2T.

### 5.3 Métodos

#### 5.3.1 Confeção dos corpos de prova

Os corpos de prova foram obtidos a partir de uma barra retangular de ferro fundido nodular, com as seguintes dimensões: 63,5mm x 63,5mm. Foram confeccionados 9 corpos de prova para este trabalho. A barra de ferro fundido nodular foi cortada em uma serra de fita, adquirindo tamanhos de 60x50x15 mm dos corpos de prova. Posteriormente, os corpos de prova foram faceados em uma fresadora e, além disso, por meio de uma fresa tangencial inclinada a 60°, foi realizado a confecção de um canal angular ao longo do comprimento dos mesmos, o canal apresentou um ângulo de 60° e profundidade de 7 mm. A Figura 24 representa esquematicamente o corpo de prova obtido neste processo.

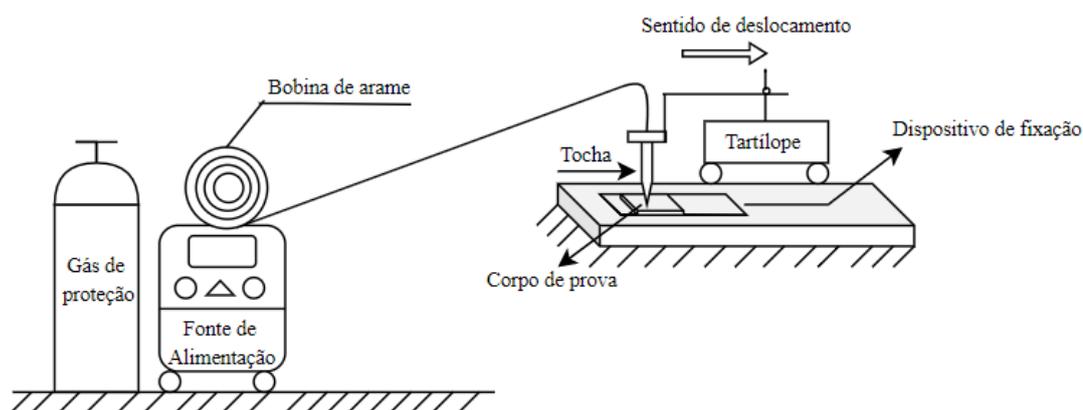
**Figura 24 - Desenho dos corpos de prova – vistas superior e lateral**



## 5.4 Processamento de soldagem

Os testes de soldagem foram realizados utilizando um equipamento de soldagem FCAW mecanizada, como pode ser observado de modo esquemático por meio da Figura 25 a seguir.

**Figura 25 - Desenho esquemático do procedimento de soldagem**



Fonte: Autoria própria

As especificações do equipamento de soldagem e os valores adotados como parâmetros para a execução dos cordões de solda são exibidos na Tabela 4.

**Tabela 4- Especificações do procedimento de soldagem**

<b>Equipamento de Soldagem</b>	
Fabricante	Lincoln Electric
Fonte Alimentador	CF45 S350 Power Saver
<b>Parâmetros de Soldagem</b>	
Alimentação	4,49 m/min
Tensão em vazio	24 V
Indutância	Posição -10
Gás de Proteção	75% Ar + 25% CO <sub>2</sub>
Vazão do gás	20 L/min

Fonte: Autoria própria

De modo a garantir um processo de soldagem padronizado e com uma melhor exatidão durante a operação, implementou-se um sistema de soldagem mecanizado, no qual o deslocamento da tocha de soldagem foi automatizado. Esse sistema mecanizado é composto por um braço com um acoplador da tocha de soldagem ligado a um tartílope com velocidade ajustável, no qual irá se locomover ao longo de um trilho. Na Figura 26 é mostrado o sistema mecanizado.

**Figura 26 - Sistema mecanizado adotado para a soldagem FCAW**



Fonte: (Ribeiro, 2019)

A deposição dos cordões de passe único em cada corpo de prova foi realizada com velocidades de 130 mm/min, para os cordões depositados em passe duplo a velocidade de deslocamento do tartílope foi de 245 mm/min. Durante o processo de soldagem, a tocha foi posicionada de forma centralizada e perpendicular aos corpos de com uma distância de 10 mm entre o bico de contato e a peça.

Os corpos de prova confeccionados foram divididos em diferentes procedimentos os quais tiveram uma variação na parametrização, de modo a comparar algumas condições de soldagem para analisar as características de soldabilidade do ferro fundido nodular. Dentro de cada procedimento as amostras foram divididas em testes, o primeiro procedimento abrange o primeiro e segundo teste composto por corpos de prova soldados sem aplicação de pré-

aquecimento. O primeiro teste consiste em duas amostras que foram submetidas à soldagem em um único passe, no segundo teste duas amostras foram submetidas à soldagem em passe duplo com uma diferença de tempo de um minuto entre os passes, possibilitando a análise das consequências geradas pelo uso da técnica multipasses em contraste com o preenchimento do chanfro em passe único.

O segundo procedimento consiste no terceiro e o quarto teste, os quais utilizaram as mesmas condições do primeiro e o segundo teste, porém com uma amostra de cada condição, entretanto foi realizado um pré-aquecimento anterior ao processo de soldagem para comparar o efeito da temperatura sobre os corpos de prova. Por fim, o terceiro procedimento engloba o último grupo formado por corpos de prova soldados em um único passe, na qual foi realizado um pós-aquecimento com a técnica de soldagem GTAW em três corpos de prova distintos, de modo a avaliar o efeito do pós-aquecimento nos corpos de prova. Os dados referentes aos procedimentos adotados são exibidos na Tabela 5.

**Tabela 5 - Identificação de Grupos de Corpos de Prova**

<b>Grupos de Corpos de Prova</b>		
<b>Corpos de Prova</b>	<b>Passe</b>	<b>Pré-aquecimento</b>
1	Passe único	Sem pré-aquecimento
2	Passe duplo	Sem pré-aquecimento
3	Passe único	Sem pré-aquecimento
4	Passe duplo	Sem pré-aquecimento
5	Passe único	Pré-aquecimento
6	Passe duplo	Pré-aquecimento
7	Passe único	Pós-aquecimento
8	Passe único	Pós-aquecimento
9	Passe único	Pós-aquecimento

Fonte: Própria autoria

### **5.5 Pré-aquecimento**

As operações de pré-aquecimento dos corpos de prova, anteriormente ao processo de soldagem, têm como objetivo melhorar a soldabilidade do material e também promover alterações no ciclo térmico. O tratamento térmico foi realizado em um forno convencional, no qual os corpos de prova foram submetidos a uma temperatura de 300°C.

Após o forno atingir a temperatura de 300°C, o tratamento foi realizado em um período de 30 minutos. Após isso, os corpos de prova foram transportados até o local de soldagem por meio de uma caixa metálica adaptada. As adaptações foram realizadas por meio de posicionamento de tijolos refratários na caixa, de modo a minimizar as perdas de calor por convecção, reduzindo as perdas térmicas da peça.

## 5.6 Pós-aquecimento

O processo de pós-aquecimento por meio do processo de soldagem GTAW, foi uma operação realizada com o intuito de tratar termicamente as peças soldadas, de modo a promover uma melhoria nas propriedades microestruturais. Para a realização do procedimento foi adotado uma velocidade de deslocamento de 130 m/min.

O processo foi realizado com variação no valor da corrente de soldagem, sendo adotado os valores de 50A e 70 A. Além disso, foi utilizado um gás inerte, composto por 100% de argônio, cuja vazão aplicada foi 15 (L/min)

Durante o processo de pós-aquecimento, adotou-se uma variação na posição da tocha do GTAW em relação ao cordão de solda das peças, a fim de verificar o efeito do pós-aquecimento. A tocha do GTAW foi posicionada na interface entre a zona fundida e o metal não fundido, para duas amostras a tocha foi posicionada na interface ao lado direito do início do cordão e para uma amostra a tocha foi posicionada em ambos os lados do cordão, direito e esquerdo, a Tabela 6 a seguir descreve as condições do processo de pós-aquecimento adotada.

**Tabela 6 - Parâmetros adotados para realizar o processo de pós-aquecimento com TIG**

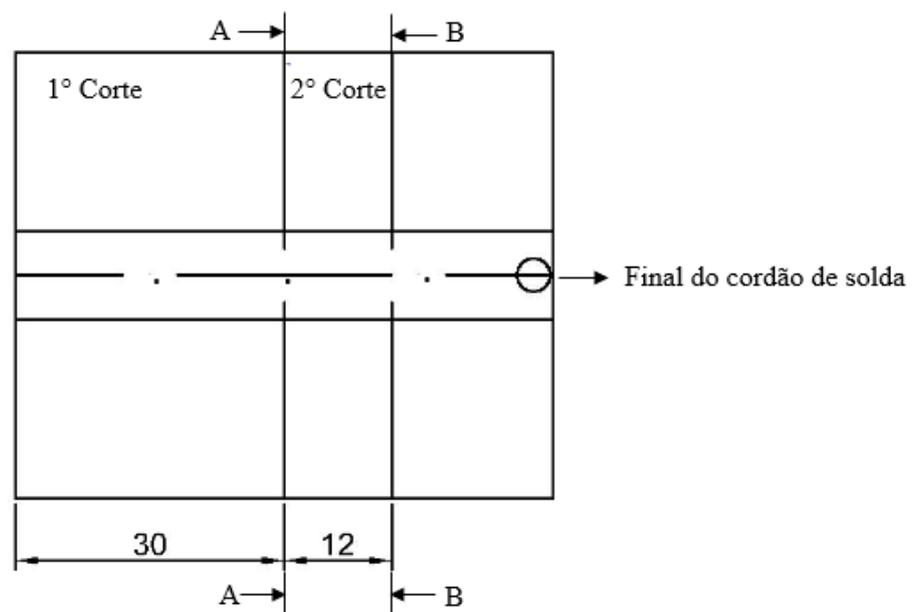
Parâmetro do pós-aquecimento			
Corpo de Prova	Posição da tocha	Corrente (A)	Velocidade (m/min)
7	À direita do cordão	50	130
8	À direita e esquerda do cordão	50	130
9	À direita do cordão	70	130

Fonte: Própria autoria

### 5.7 Análises metalográficas

De modo a analisar o aspecto dos cordões dos corpos de prova em cada condição de teste, foram realizadas análises metalográficas. O processo se deu por meio do corte dos corpos de prova soldados, a fim de revelar a seção transversal dos mesmos. Para isto, a operação foi realizada em uma máquina de corte com disco abrasivo da marca Struers, na presença de fluido lubrificante e refrigerante, para realizar um corte limpo e contínuo sem alteração microestrutural pelo aquecimento excessivo, a sequência de corte é apresentada pela Figura 27.

**Figura 27- Sequência de corte**



Fonte: Própria autoria

Para a técnica de macrografia, as amostras foram preparadas por meio de lixamento a fim de obter superfícies com excelentes acabamentos, foram utilizadas lixas de #120 e #240 mesh e posteriormente as peças foram atacadas com o reagente Nital 10%, sendo o tempo de ataque do corpo de prova de aproximadamente 10s. Após as áreas de interesse serem reveladas por meio do ataque, isto é, a zona fundida, a ZTA e o metal de base, utilizou-se do equipamento estereomicroscópio para avaliar os aspectos dos cordões de solda e desse modo as peças foram fotografadas.

A caracterização microestrutural do ferro fundido nodular foi realizada posteriormente à técnica macroestrutural, no qual consistiu em uma preparação das superfícies das amostras por meio

do lixamento, com lixas de granulometrias distintas (#120, #240, #320, #400 e #600). Posteriormente, foi realizado o polimento em uma politriz da marca Arotec, com pastas de diamante de 9  $\mu\text{m}$  e 3  $\mu\text{m}$ , em seguida, foi realizado o ataque das peças com o reagente químico Nital 3%.

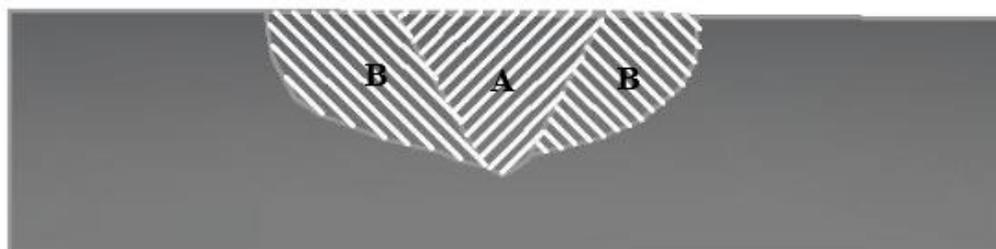
Após a preparação das amostras, as peças foram analisadas por meio de um microscópio óptico. Para essa técnica, foram aplicados os aumentos de 100x e 400x, no qual foram avaliadas as microestruturas do ferro fundido nodular.

### 5.8 Diluição nos Corpos de Prova Soldados

O controle da diluição em soldas é de grande importância, pois essa influencia na qualidade do cordão de solda. A diluição é passível de ser medida por meio das análises macrográficas da seção transversal da solda. Portanto, por meio do Software Autocad, foi realizado um cálculo para avaliar os teores de diluição em cada, a Fórmula 1 e a Figura 28 a seguir exibem o cálculo adotado.

$$\delta = \left( \frac{B}{A + B} \right) 100\% \quad (1)$$

**Figura 28 - Medida da diluição na seção transversal de um cordão**



Fonte: Própria autoria

### 5.9 Microdureza Vickers

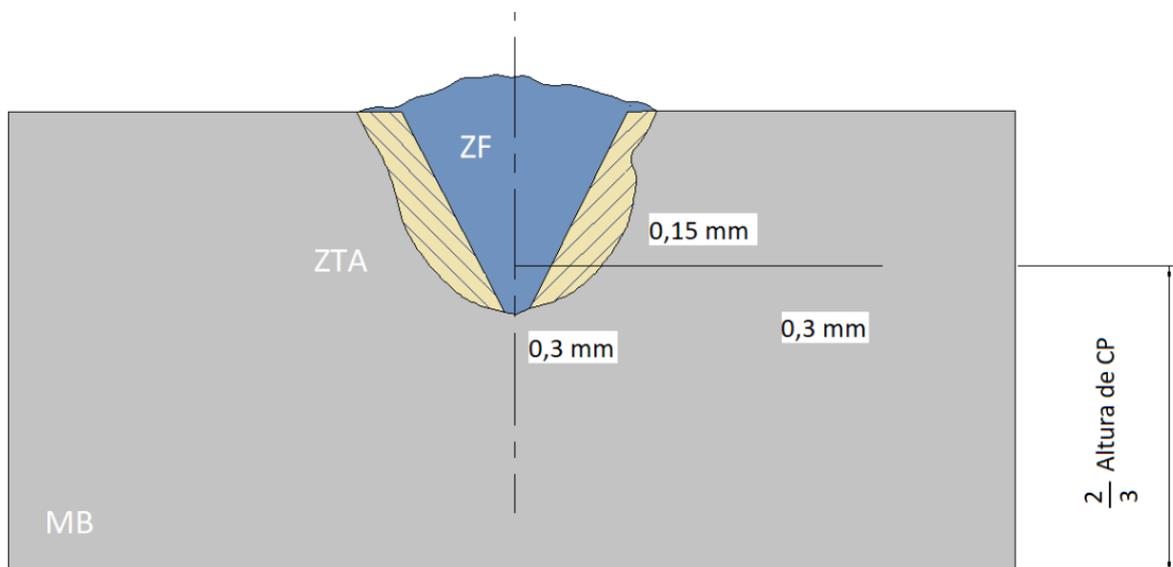
O ensaio de Microdureza Vickers foi realizado para avaliar as propriedades mecânicas do ferro fundido nodular soldado nas diversas condições de testes, tal técnica foi aplicada por meio de um microdurômetro. A Tabela 7 a seguir exhibe as especificações do equipamento e os parâmetros adotados para essa técnica.

**Tabela 7 - Especificações da Microdureza**

Microdureza Vickers	
Fabricante	Shimadzu
Modelo	HMV
Carga	2,942 N
Tempo	15 s

Fonte: Própria autoria

A fim de se levantar o perfil de durezas ao longo das zonas de interesse, os testes foram executados ao longo da seção transversal das amostras soldadas, de modo a englobar à zona fundida, à zona termicamente afetada e ao metal de base. Com a finalidade de possibilitar a obtenção das distribuições ou perfis da propriedade mecânica distintos das amostras, o passe dado entre cada coleta de dados foi de 0,3 mm ao longo da zona fundida e ao atingir a ZTA, o passe foi reduzido para 0,15 mm, com o intuito de aumentar a apuração e então confiabilidade dos dados. Após os valores da dureza se manterem constante o passe foi modificado para 0,3mm ao longo do metal de base, a Figura 29 exibe um desenho esquemático da coleta dos dados para obtenção do perfil de dureza.

**Figura 29 – Desenho esquemático para obtenção de perfil de dureza**

Fonte: (Ribeiro, 2019)

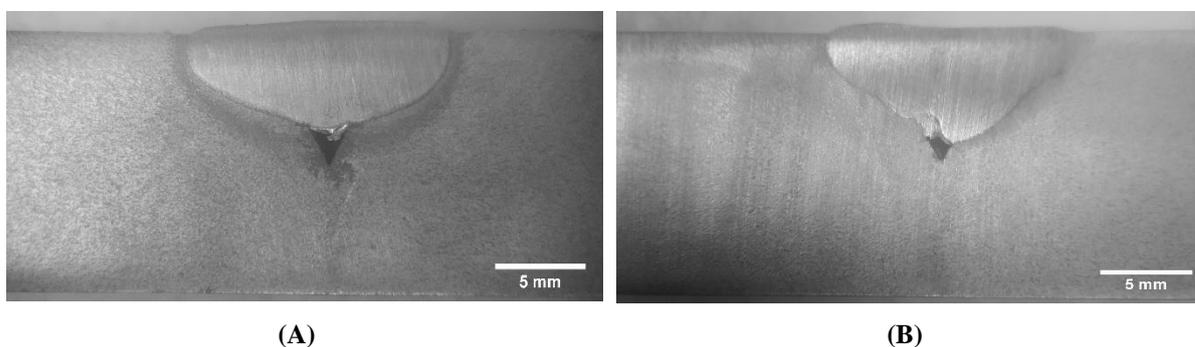
## 6 RESULTADOS E DISCUSSÃO

### 6.1.1 Primeiro procedimento de soldagem

#### 6.1.1.1 Primeiro teste de soldagem – passe único

A Figura 30 exibe as macrografias do ferro fundido nodular soldado em passe único sem pré-aquecimento. A partir da análise das imagens, podem ser verificadas a formação de um cordão de solda satisfatório, com poucos respingos nas peças, no qual é possível observar as zonas fundidas e as zonas termicamente afetadas dos corpos de prova (CP).

**Figura 30 - Macrografias dos corpo de provas soldado em passe único**



- A- Corpo de prova 1 soldado em passe único
- B- Corpo de prova 3 soldado em passe único

Fonte: Autoria própria

Além disso, é possível identificar por meio da macrografia a existência de descontinuidade de falta de penetração nos cordões de solda. A ocorrência de falta de penetração total no cordão de solda pode ser associada a fatores como a falta de concentração de energia necessário para fundir as regiões próximas a raiz do chanfro, pois à composição do fluxo interno e os parâmetros de soldagem adotados podem ter promovido um arco elétrico com grande abertura, o qual pôde ter induzido uma grande dispersão da energia ao longo dos corpos de prova, não sendo suficiente para promover uma fusão adequada de modo a ter uma penetração completa do chanfro.

A Tabela 8 exibe os valores do coeficiente de diluição encontrado para os cordões depositados em um passe em cada corpo de prova, como um método de análise semi-quantitativa da diluição.

**Tabela 8 - Medidas de coeficiente de diluição**

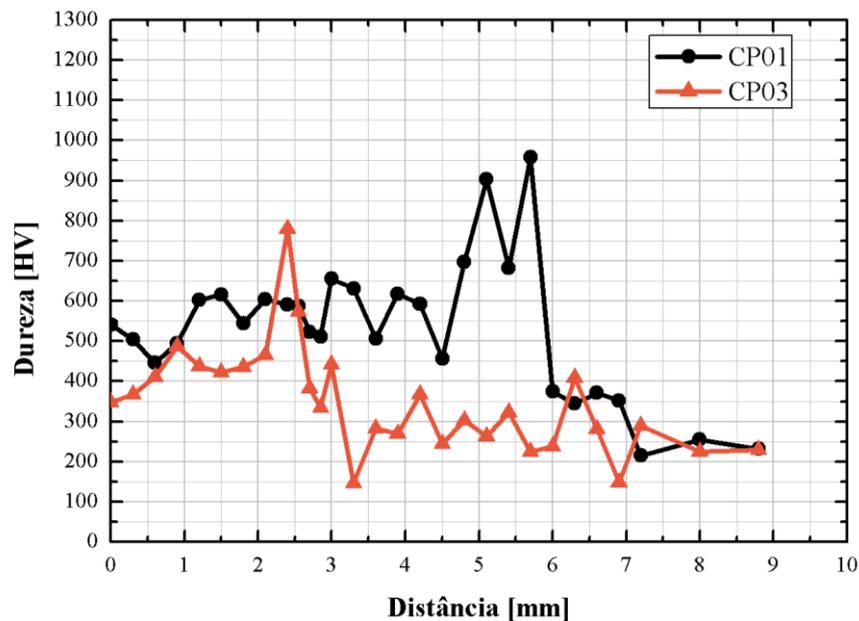
<b>Microdureza Vickers</b>		
<b>Corpos de Prova</b>	<b>Passe de soldagem</b>	<b>Diluição</b>
1	Passe único	54,89%
3	Passe único	46,19%

Fonte: Autoria própria

Para esse teste é possível notar que ocorreu uma grande diluição no cordão de solda, de modo que proporcionou uma boa fusão lateral, ocasionando um cordão com largura extensa, podendo ser observado na Figura 29. Tal efeito ocorre devido as condições operacionais do processo de soldagem FCAW, pois o arame tubular funde com mais facilidade, sendo esse fator aliado ao fluxo interno do arame composto por pós metálicos e os parâmetros de soldagem aplicados, podem ter promovido uma grande abertura do comprimento do arco elétrico, o qual é responsável por provocar uma maior fusão das amostras promovendo um cordão de solda com aspecto mais extenso.

A Figura 31 a seguir exibe o perfil de dureza de cada corpo de prova soldado em passe único. Os valores máximos de dureza Vickers medidos foram de 958 HV e 780 HV para o corpo de prova 1 e corpo de prova 3, respectivamente.

**Figura 31 - Distribuição de microdureza Vickers nos corpos de prova soldado em passe único sem pré-aquecimento**



CP 01- Corpo de prova 1 soldado em passe único

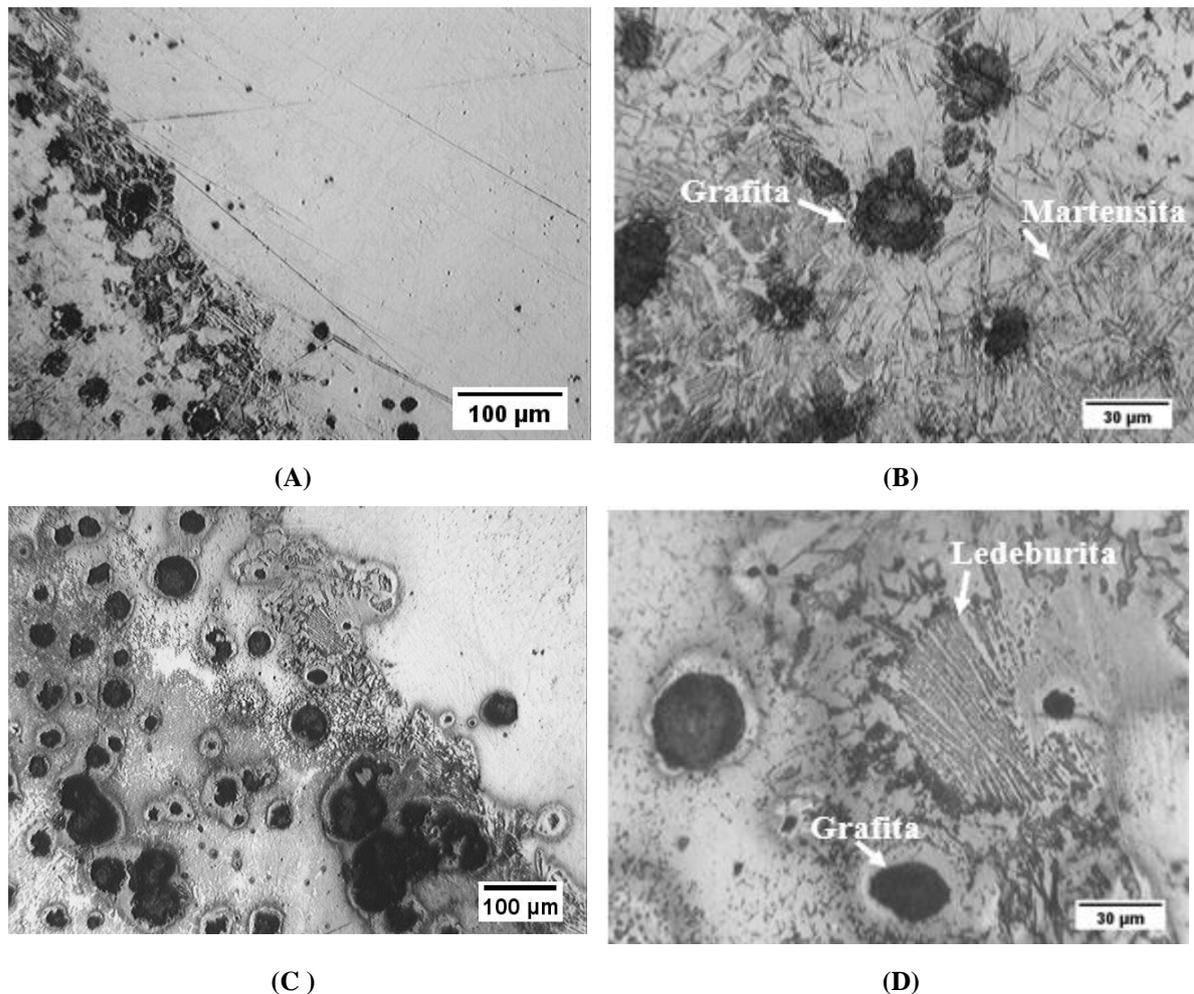
CP 03- Corpo de prova 3 soldado em passe único

Fonte: Autoria própria

A partir da análise do gráfico, é possível observar que os primeiros dados iniciais obtidos da dureza podem ser associados à ZF do material. A alteração significativa da curva, provocada por uma elevação do valor da dureza, pode ser associado a uma mudança de região, indicando a formação da ZTA, pois a mesma é uma região propícia para formação de fases metaestáveis, sendo possível ter ocorrido na microestrutura um desenvolvimento de microconstituintes mais resistentes como a martensita e a ledeburita. Após isso, nota-se uma queda dos valores de dureza, o que pode indicar o início da região de metal de base.

A Figura 32 exibe as micrografias dos cordões depositados em um passe e sem o processo de pré-aquecimento.

**Figura 32 - Micrografia das regiões soldadas em passe único**



- (A) Corpo de prova 1 soldado em passe único – ampliação 100x  
 (B) Corpo de prova 1 soldado em passe único – ampliação 400x  
 (C) Corpo de prova 3 soldado em passe único – ampliação 100x  
 (D) Corpo de prova 3 soldado em passe único – ampliação 400x

Fonte: Autoria própria

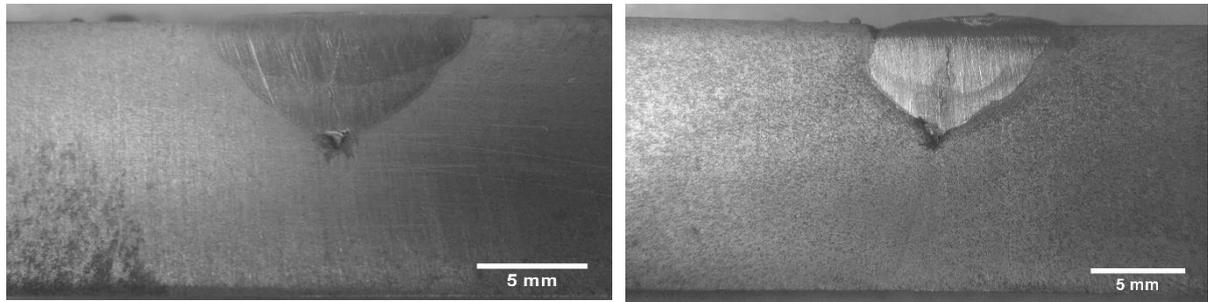
A partir das imagens da microestrutura, é possível observar que para o corpo de prova 1 formou-se uma matriz martensítica com nódulos de grafita, o que está de acordo com a elevada dureza da ZTA exibida na Figura 31. A microestrutura do corpo de prova 3, demonstrou a formação dos constituintes ledeburita e grafita na matriz da liga ferrosa.

### 6.1.1.2 Segundo teste de soldagem – passe duplo

A Figura 33 a seguir exibe as fotomicrografias dos corpos de prova com deposição de passe duplo e sem o processo de pré-aquecimento. Os cordões depositados apresentaram boas características visuais, como poucos respingos, entretanto também é possível identificar a

existência de descontinuidades como falta de penetração e trincas nos cordões de solda. Além disso, o cordão do CP 04 exibiu na sua lateral esquerda uma falta de penetração, que pode ter sido ocasionada por um posicionamento inadequado da tocha de soldagem no canal do chanfro.

**Figura 33 - Macrografias dos corpo de provas soldado em passe duplo**



(A)

(B)

A- Corpo de prova 2 soldado em passe duplo

B- Corpo de prova 4 soldado em passe duplo

Fonte: Autoria própria

Para os corpos de prova depositados em passe duplo, é possível observar que os cordões obtidos são mais estreitos em comparação com os cordões obtidos em passe único exibido na Figura 30. Esse efeito pode ser relacionado com a maior velocidade de deslocamento adotada para o teste, que promove um menor aporte térmico nos corpos de prova. Portanto, há uma menor concentração de energia na região depositada no chanfro, promovendo uma fusão lateral menos significativa do que a exibida pela Figura 30 no cordão depositado em passe único.

A Tabela 9 a seguir exhibe a análise semiquantitativa da diluição dos cordões depositados em passe duplo.

**Tabela 9 - Medidas de coeficiente de diluição**

<b>Microdureza Vickers</b>		
<b>Corpos de Prova</b>	<b>Passe de soldagem</b>	<b>Diluição</b>
2	Passe duplo	47,96%
4	Passe duplo	33,45%

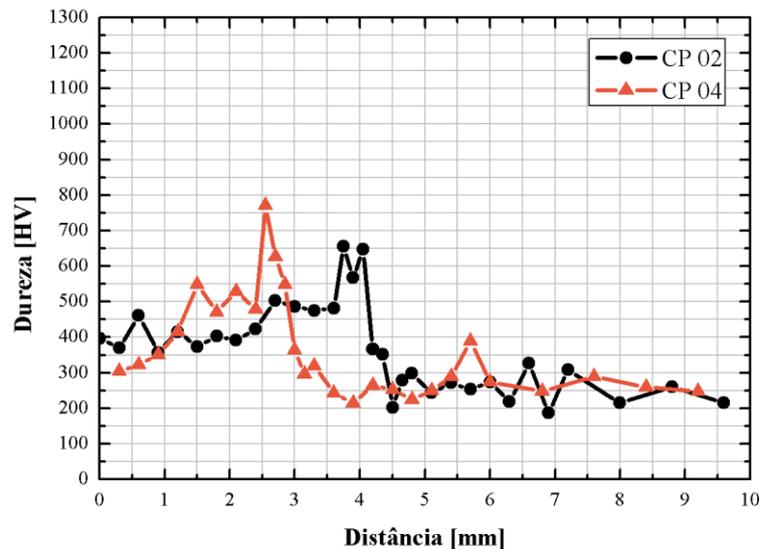
Fonte: Autoria própria

A partir dos resultados obtidos, é possível analisar que os corpos de prova depositados em passe duplo obtiveram um decréscimo médio de 9,84% no coeficiente de diluição em comparação ao

coeficiente médio dos cordões depositados em passe único. Tal resultado está de acordo com o cordão estreito exibido pela Figura 33.

A Figura 34 a seguir exhibe o perfil de dureza de cada corpo de prova depositado em passe duplo. Os valores máximos de dureza Vickers medidos foram de 656 HV e 771 HV para o corpo de prova 2 e corpo de prova 4, respectivamente.

**Figura 34 - Distribuição de microdureza Vickers nos corpos de prova soldados em passe duplo sem pré-aquecimento**



CP 02- Corpo de prova 2 soldado em passe duplo

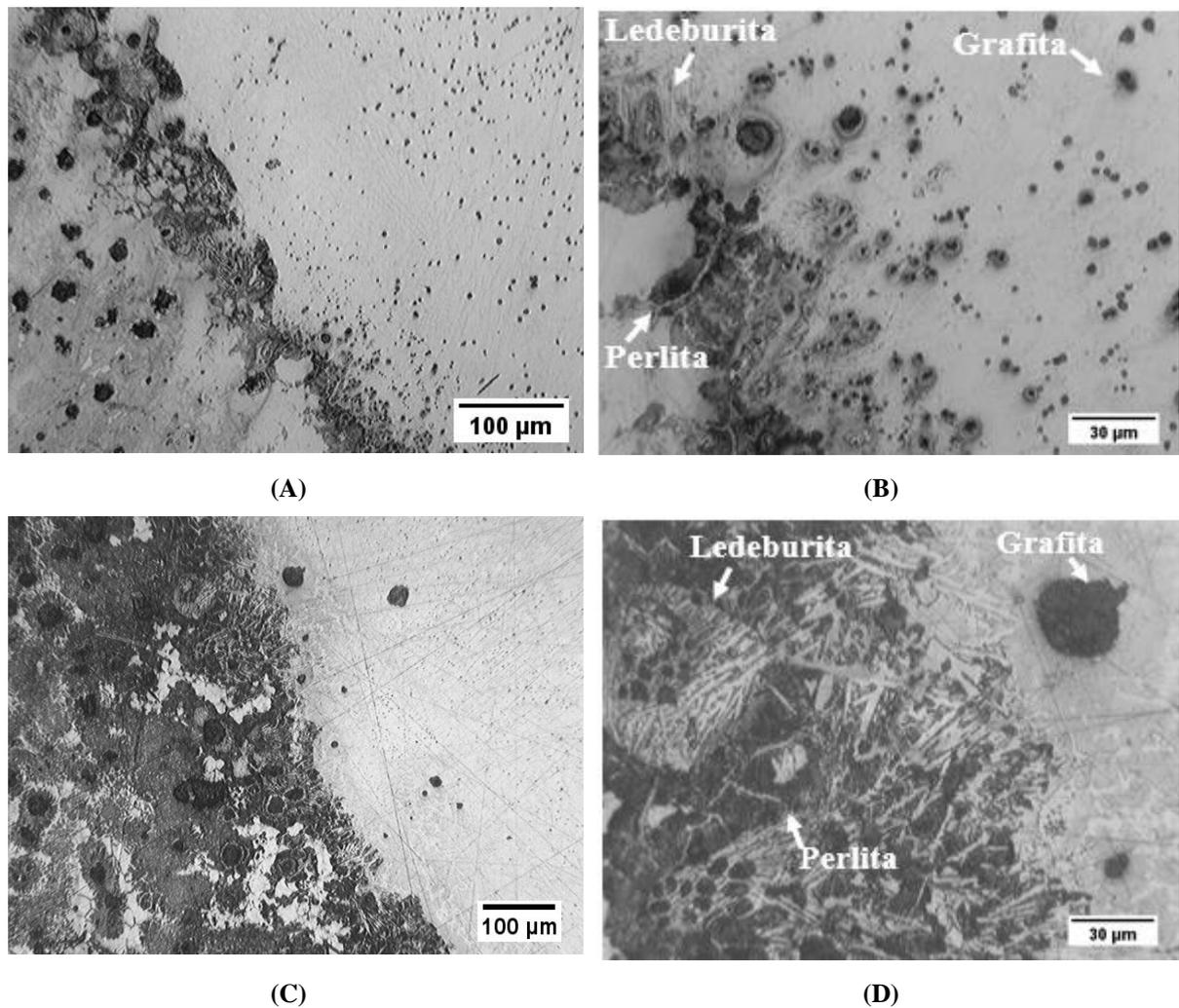
CP 04- Corpo de prova 2 soldado em passe duplo

Fonte: Autoria própria

A partir da análise do gráfico, nota-se um decréscimo médio de 17,9% do valor médio máximo de dureza da ZTA obtida pela deposição em passe duplo, em comparação ao valor médio máximo de dureza da ZTA obtidos na Figura 31 das peças depositadas em passe único.

A Figura 35 a seguir exhibe as micrografias das regiões soldadas em passe duplo, sem o processo de pré-aquecimento.

**Figura 35 - Micrografia das regiões soldados em passe duplo**



- A- Corpo de prova 2 soldado em passe duplo – ampliação 100x
- B- Corpo de prova 2 soldado em passe duplo – ampliação 400x
- C- Corpo de prova 4 soldado em passe duplo – ampliação 100x
- D- Corpo de prova 4 soldado em passe duplo – ampliação 400x

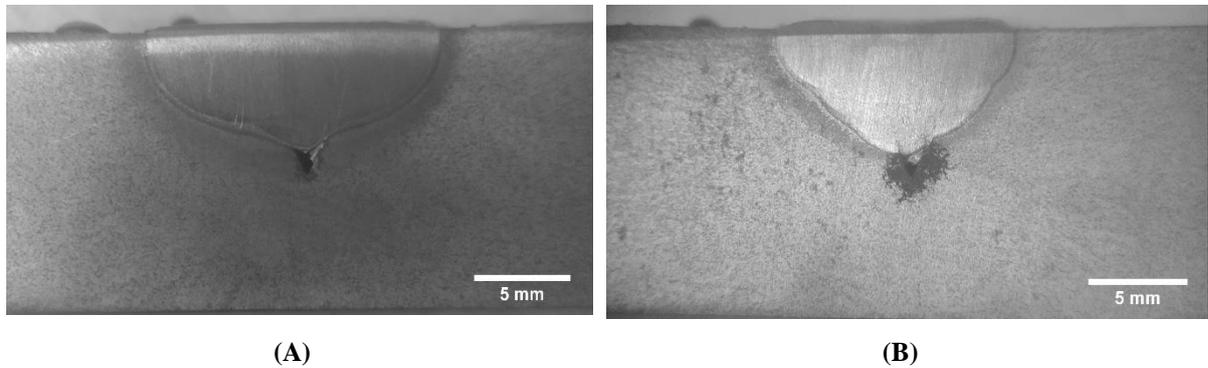
Fonte: Autoria própria

A partir da análise microestrutural é possível verificar que ocorreu mudanças microestruturais na ZF com aplicação do segundo passe, pois ocorreu uma maior formação de precipitados na ZF em comparação a microestrutura da Figura 32, no qual foi realizado um passe de soldagem. O precipitado formado indica que ocorreu um aumento na precipitação da grafita durante o ciclo térmico do segundo passe. Canale (2005) cita que quando é utilizado eletrodos à base de níquel, a matriz resultante da ZF é austenítica com formação de pequenos nódulos de grafita.

## 6.2. Segunda condição de soldagem

A Figura 36 exibe o efeito do processo de pré-aquecimento nos corpos de prova soldados nos testes de passe único e duplo.

**Figura 36 - Macrografias dos corpos de prova soldados com pré-aquecimento**



- A- Corpo de prova 5 soldado em passe único  
 B- Corpo de prova 6 soldado em passe duplo

Fonte: Autoria própria

Os cordões para esse teste exibiram as mesmas características assim como os demais testes, revelando um aspecto visual de cordão favorável, com poucos respingos e presença de descontinuidades.

A Tabela 10 exibe os valores do coeficiente de diluição encontrado para cada teste de soldagem.

**Tabela 10 - Medidas de coeficiente de diluição**

Microdureza Vickers		
Corpos de Prova	Passe de soldagem	Diluição
5	Passe único	62,09%
6	Passe duplo	40,24%

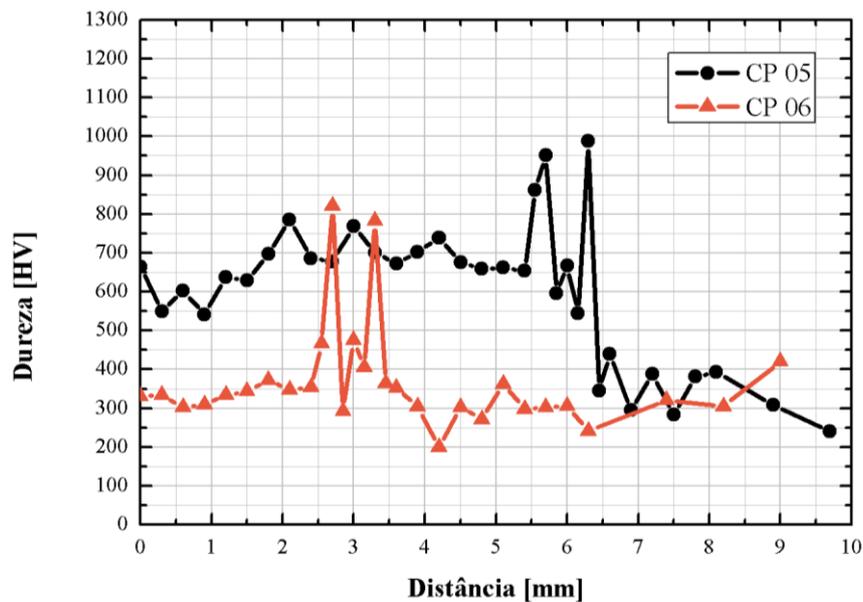
Fonte: Autoria própria

A partir dos resultados obtidos, é possível analisar que as peças soldadas em um passe também possuem valor de diluição superior se comparada com as amostras soldadas por passe duplo, como visto no teste realizado sem aplicação pré-aquecimento. Além disso, nota-se que a aplicação do processo pré-aquecimento promoveu um acréscimo médio de 11,55% para os cordões depositados em um passe em comparação com os cordões depositados em um passe

sem pré-aquecimento. Já para os cordões depositados em passe duplo, ocorreu um decréscimo de 0,47% em comparação com os cordões depositados em passe duplo sem pré-aquecimento.

A Figura 37 exibe o perfil de dureza dos corpos de prova depositados em passe único e duplo de soldagem. Os valores máximos de dureza Vickers medidos foram de 988 HV e 821 HV para CP 05 e CP 06, respectivamente.

**Figura 37 - Distribuição de microdureza Vickers nos corpos de prova soldado com pré-aquecimento**



CP 05- Corpo de prova 5 soldado em passe único

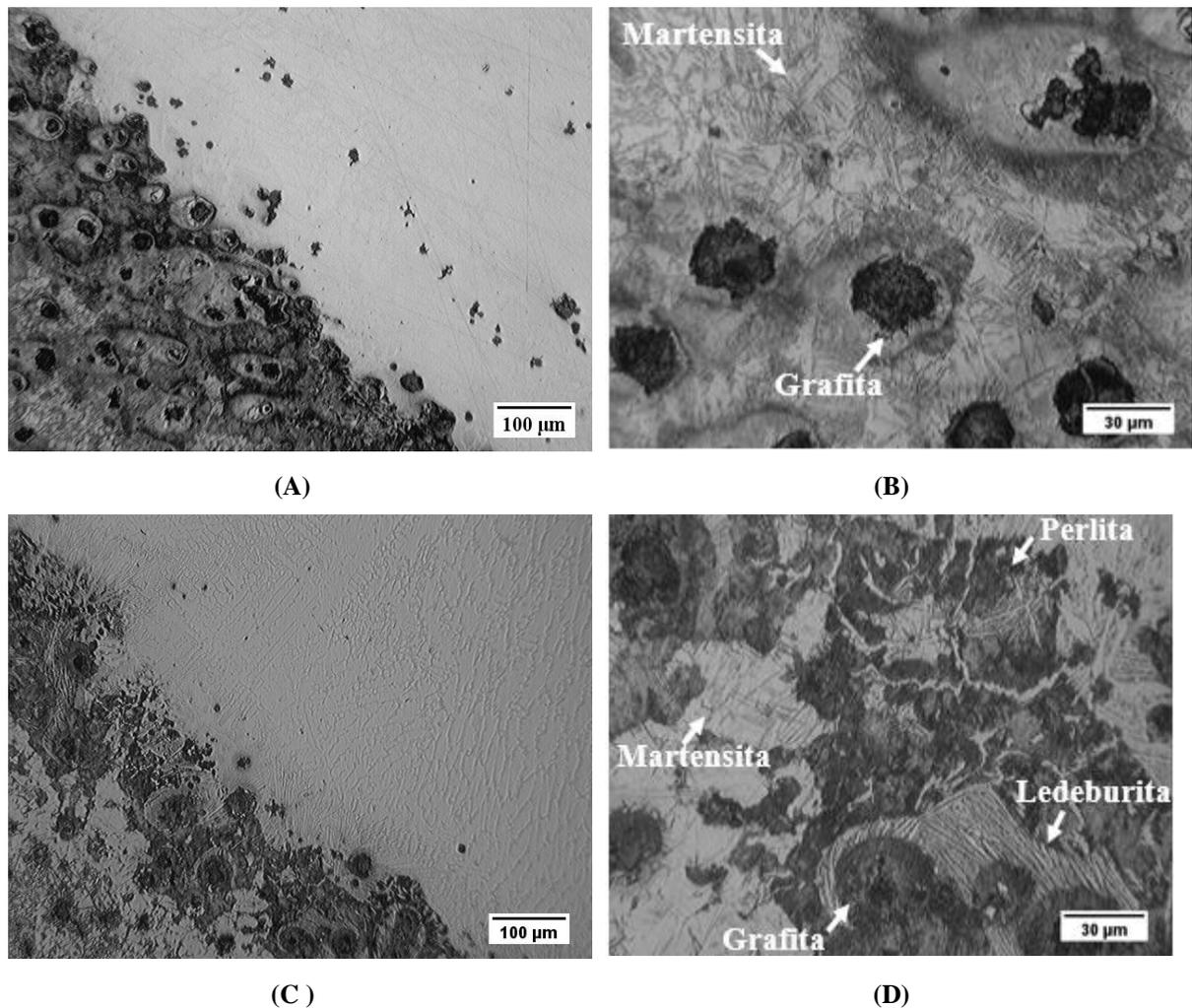
CP 06- Corpo de prova 6 soldado em passe duplo

Fonte: Autoria própria

A partir do gráfico é possível observar que CP 05 teve um acréscimo de 13,7%, se comparado ao valor médio máximo de dureza da ZTA encontrado nas amostras com deposição de passe único sem aplicação de pré-aquecimento. Já CP 06 exibiu um acréscimo de 15,07%, em comparação ao valor médio máximo de dureza da ZTA encontrado para o cordão depositado com passe duplo.

A Figura 38 exibe as micrografias dos cordões depositados em passe único e duplo com aplicação do pré-aquecimento.

**Figura 38 - Micrografia das regiões soldadas com pré-aquecimento**



- A- Corpo de prova 5 soldado em passe único – ampliação 100x
- B- Corpo de prova 5 soldado em passe único – ampliação 400x
- C- Corpo de prova 6 soldado em passe duplo – ampliação 100x
- D- Corpo de prova 6 soldado em passe duplo – ampliação 400x

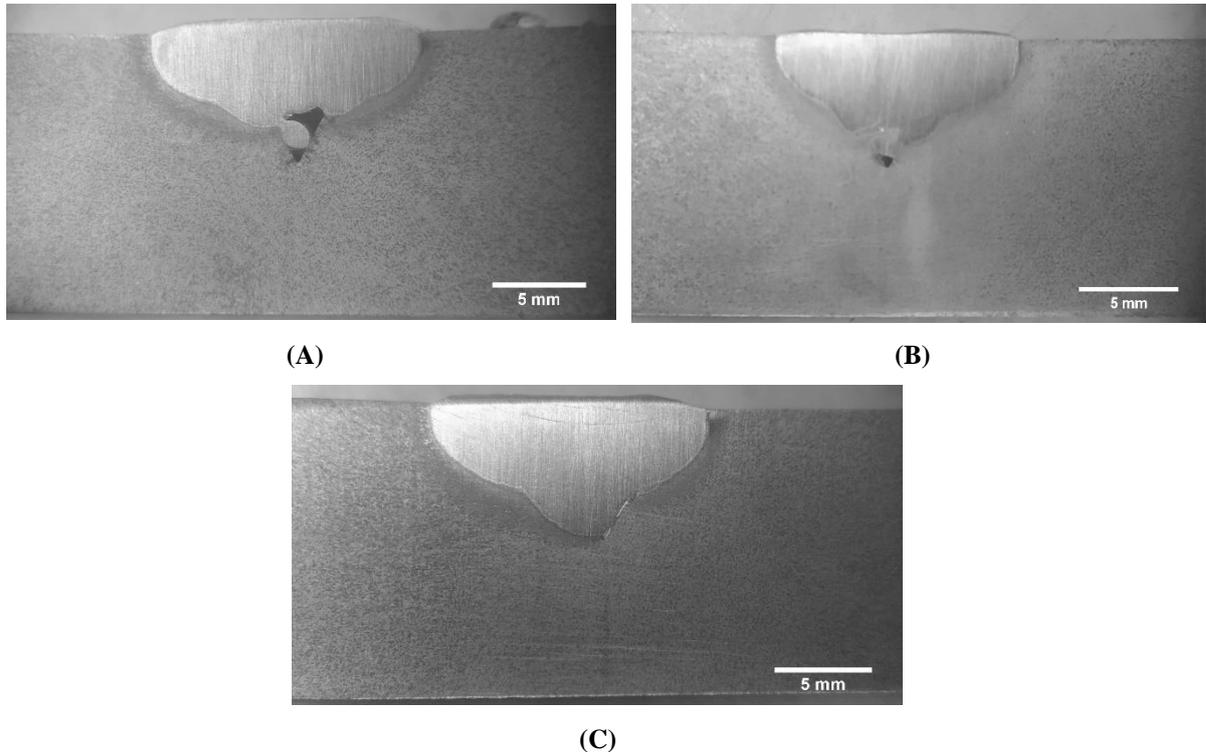
Fonte: Autoria própria

A partir das imagens, é possível observar que a microestrutura das amostras soldadas com pré-aquecimento é semelhante as microestruturas exibidas na Figura 32 das amostras soldadas sem pré-aquecimento. Observa-se para CP 01 uma matriz predominantemente martensítica com nódulos de grafita. A microestrutura de CP 02, exibiu uma variedade de formação de constituintes na matriz da liga ferrosa, como ledeburita, grafita, perlita e martensita. Os microconstituintes formados nos cordões mostram concordância com o perfil de dureza encontrado.

### 6.3. Terceira condição de soldagem

A Figura 39 a seguir exibe as fotomacrografias dos corpos de prova com deposição de passe único com aplicação do processo de pós-aquecimento.

**Figura 39 - Macrografias do corpo de prova com deposição de passe único submetidos ao processo de pós-aquecimento**



- A- Corpo de prova 7 soldado em passe único
- B- Corpo de prova 8 soldado em passe único
- C- Corpo de prova 9 soldado em passe único

Fonte: Autoria própria

Os cordões depositados também revelaram boas características visuais, com poucos respingos, porém ainda é possível identificar a existência de descontinuidades como falta de penetração nos corpos de prova, exceto para o cordão do CP09 que revelou um boa fusão lateral e penetração total do chanfro.

A Tabela 11 exibe os valores do coeficiente de diluição encontrado para cada teste de soldagem.

**Tabela 11 - Medidas de coeficiente de diluição**

<b>Microdureza Vickers</b>		
<b>Corpos de Prova</b>	<b>Passe de soldagem</b>	<b>Diluição</b>
7	Passe único	48,56%
8	Passe único	47,17%
9	Passe único	53,63%

Fonte: Autoria própria

Os valores de coeficiente de diluição das amostras encontrados no processo de pós-aquecimento exibiu um decréscimo médio de 0,75%, em comparação com os cordões depositados em um passe sem pré-aquecimento. Com relação os corpos de prova soldados com um passe com pré-aquecimento, comparando o valor médio de diluição obtido com o processo de pós-aquecimento, ocorreu um decréscimo de 12,3% com a aplicação de pós-aquecimento nos cordões de solda.

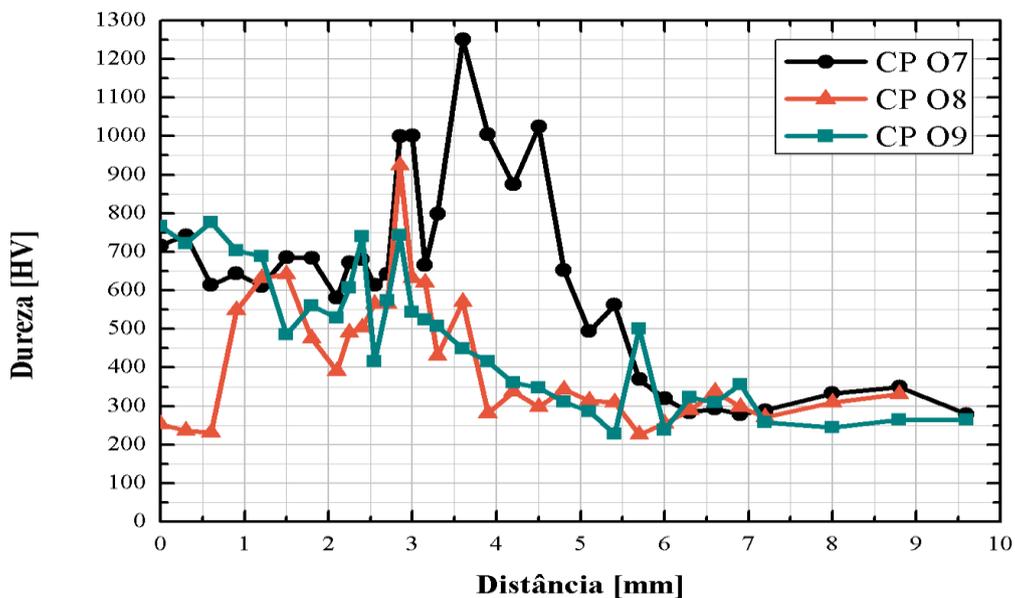
A Figura 40 exibe os valores de microdureza dos corpos de prova depositados em passe único para os diferentes parâmetros dos testes aplicados no processo de pós-aquecimento. Os valores máximos de dureza Vickers medidos foram de 1250 HV para CP 07, 924 HV para CP 08 e 743 HV para CP09.

A partir da análise do gráfico, é possível observar que a aplicação do processo de pós-aquecimento alterou significativamente os valores de microdureza das peças. O teste realizado no CP 07 promoveu um elevado aumento da dureza na ZTA, cujo o acréscimo é de 43,8% em relação ao valor médio máximo de dureza encontrado no cordão depositado em passe único sem aplicação de pré-aquecimento. Em comparação ao valor médio máximo de dureza encontrado no cordão depositado em passe único com aplicação de pré-aquecimento, ocorreu um acréscimo de 26,5% na dureza.

Com relação a CP 08, ocorreu um acréscimo de 6,3% se comparado ao valor médio máximo de dureza da ZTA encontrado nas amostras com deposição de passe único sem aplicação de pré-aquecimento. Já com relação as amostras com deposição de passe único com aplicação de pré-aquecimento, ocorreu um decréscimo 6,5% na dureza do cordão de solda.

Em contraponto, o teste realizado em CP 09 no qual ocorreu o aumento da corrente de soldagem no processo GTAW, promoveu um decréscimo no valor de dureza da ZTA de 14,5% em relação ao valor médio máximo de dureza encontrado na amostra soldada por passe único sem aplicação de pré-aquecimento. Em comparação ao valor médio máximo de dureza encontrado na amostra soldada por passe duplo com aplicação de pré-aquecimento, ocorreu um decréscimo de 24,8% na dureza do cordão depositado.

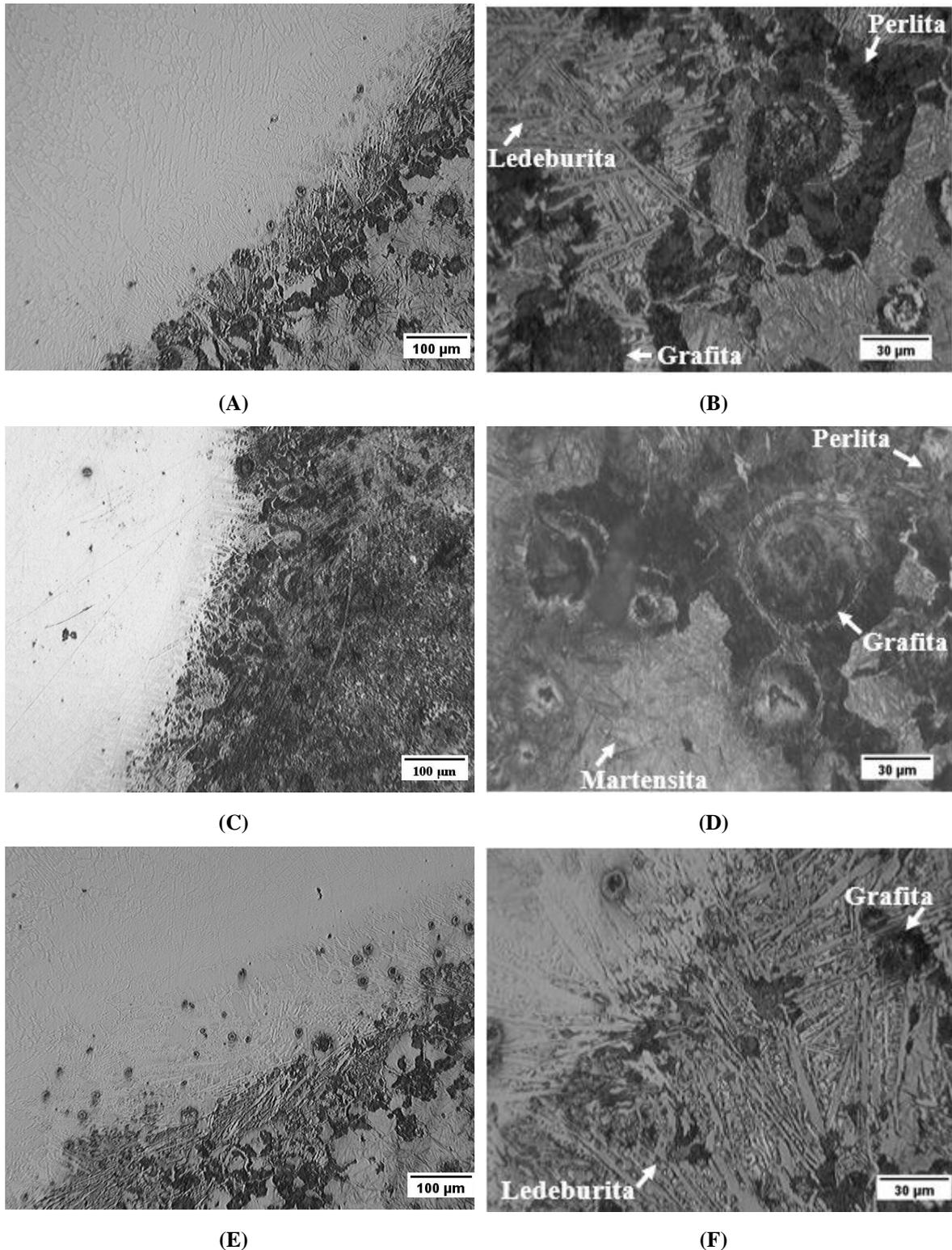
**Figura 40 - Distribuição de microdureza Vickers nos corpos de prova soldados com aplicação de pós-aquecimento**



Fonte: Autoria própria

A Figura 41 a seguir exibe as micrografias dos cordões depositados em passe único com aplicação do processo de pós-aquecimento.

**Figura 41 - Micrografia das regiões soldadas com pós-aquecimento**



- A- Corpo de prova 7 soldado em passe único – ampliação 100x
- B- Corpo de prova 7 soldado em passe único – ampliação 400x
- C- Corpo de prova 8 soldado em passe único – ampliação 100x
- D- Corpo de prova 8 soldado em passe único – ampliação 400x
- E- Corpo de prova 9 soldado em passe único – ampliação 100x
- F- Corpo de prova 9 soldado em passe único – ampliação 400x

Fonte: Autoria própria

A partir das micrografias, é possível observar que a microestrutura das amostras soldadas com pós-aquecimento é semelhante as microestruturas exibidas na Figura 32 das amostras soldadas sem pré-aquecimento e na Figura 39 das amostras soldadas com pós-aquecimento. Para ambas as condições, as microestruturas exibiram uma variedade de constituintes na matriz da liga ferrosa, como ledeburita, grafita, perlita e martensita.

## 7 CONCLUSÃO

Com relação aos resultados obtidos, é possível chegar às seguintes conclusões:

- A deposição de cordões com passe único possibilitaram cordões mais largos, com bons aspectos visuais, porém apresentaram falta de preenchimento total do chanfro. Verificou-se que os microconstituintes formados durante o processo de passe único são fases que possuem dureza elevada, estando de acordo com os valores de dureza obtidos nas amostras.
- O teste de soldagem com passe duplo proporcionou cordões mais estreitos com aspectos visuais satisfatórios, porém com descontinuidades como falta de penetração total, trincas e mordeduras. Esse teste promoveu uma maior precipitação de grafita na zona fundida, além de possibilitar o surgimento de uma variedade de microconstituintes na matriz da liga. Os corpos de prova exibiram um decréscimo de microdureza com relação aos valores obtidos nos corpos de prova depositados por um passe.
- O coeficiente de diluição para os corpos de provas depositados em passe único foram superiores aos valores obtidos por passe duplo. O procedimento de pré-aquecimento também apresentou esse resultado para a diferença entre os passes, porém o coeficiente de diluição exibiu um acréscimo e decréscimo em comparação aos valores obtido nos cordões depositados em passe único e duplo, respectivamente.
- O procedimento de pré-aquecimento também proporcionou cordões com aspectos visuais satisfatórios e com presença de descontinuidades, além de exibir microestrutura semelhante as obtidas nos demais testes. Com relação a microdureza, as amostras exibiram um acréscimo nos seus valores se comparado aos valores obtidos nos cordões depositados em passe único e duplo.
- O procedimento de pós-aquecimento foi o único que exibiu uma amostra que não ocorreu falta de penetração, as demais proporcionaram aspectos satisfatórios e descontinuidades na solda. Com relação a microdureza, algumas amostras exibiram acréscimo outras exibiram decréscimo nos valores de dureza se comparado aos valores obtidos nos cordões depositados em passe único sem e com pré-aquecimento.

## 8 REFERÊNCIAS

ALHUSSEIN, A; RISBET, M; BASTIEN, A; CHOBOUT, J.P; BALLOYD, D; FAVERGEONA, J. Influence of silicon and addition elements on the mechanical behavior of ferritic ductile cast iron. **Materials Science & Engineering A**, [S.l], p. 222-228, 2014.

ALMEIDA, Wilson Luiz de. **Análise do comportamento mecânico e dos aspectos macro e microestruturais do ferro fundido nodular submetido a ciclos térmicos de soldagem**. 2014. 116f. Tese (Mestrado)- CEFET-MG, Belo Horizonte, 2014.

ALORAIER, A; IBRAHIM, R; THOMSON, P. FCAW process to avoid the use of post weld heat treatment. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, [S.l], p. 394-398,2006.

BENYOUNIS, K.Y; FAKRON, O.M.A; ABOUD, J.H; OLABI, A.G; HASHMI, M.J.S. Sufarce Melting of nodular cast iron by Nd-YAG laser and TIG. **Materials Processing Technology**, [S.l], p. 127-132, 2005.

BRACARENSE, A. Q., Processo de Soldagem por Arame Tubular – FCAW. 2010. Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia, Belo Horizonte, 2010.

CALLISTER, W. D. **Ciência e engenharia de materiais: uma introdução**. 7. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2008. 590p.

CANALE, A. J. **Estudo da soldagem de recuperação do ferro fundido vermicular através do processo oxiacetileno**. Dissertação de Mestrado. Florianópolis: UFSC, 2005.

CASTRO, Eliana Christina de Jesus. **Avaliação de soldas produzidas por arames tubulares desenvolvidos em laboratório do tipo básico com adição de polímero como ingrediente do fluxo**. 2015. 120 f. Tese (Mestrado)- CEFET-MG, Belo Horizonte, 2015.

CHIAVERINI, Vicente. **Aços e ferros fundidos: características gerais, tratamentos térmicos e principais tipos**. 7 ed. ampl. rev. 5 reimpr. São Paulo: ABM, 2008. 599 p.

EL-BANNA, E.M. Effect of preheat on welding of ductile cast iron. **Materials Letters**, Giza, p. 20-26, 1999.

EL-BANNA, E.M; NAGEDA, M.S; ABO EL-SAADAT, M.M. Study of restoration by welding of pearlitic ductile cast iron. **Materials Letters**, Cairo, p. 311-320, 2000.

ESAB. **Apostila de Arames Tubulares, 2004**. ESAB: 2004, 51p. Disponível em < [https://www.esab.com.br/br/pt/education/apostilas/upload/1901098rev1\\_apostilaaramestubulares\\_ok.pdf](https://www.esab.com.br/br/pt/education/apostilas/upload/1901098rev1_apostilaaramestubulares_ok.pdf) > Acesso em 21/03/2019.

GARCIA, R. P; SCOTTI, A. **Uma metodologia para Análises Comparativas da Capacidade Produtiva entre Arames Maciços (MIG/MAG) e Tubulares (Eletrodo Tubular)**. Soldag. insp. São Paulo, v.16, n.2, p.146-155, Abr/Jun 2011.

GUALCO, A; SVOBODA, H G. SURIAN, Effect of welding parameters on microstructure of Fe-based Nanostructured Weld Overlay deposited through FCAW-S). *Welding International*, 8 ed., v. 30: 8, p. 573-580, 2016.

GUESSER, W. L. **Propriedades mecânicas dos ferros fundidos**. São Paulo: Blücher, 2009. 344p.

IACOVIELLO, F; DI COCCO, V; CAVALLINI, M. Ductile cast irons: microstructure influence on fatigue crack propagation resistance. **Frattura ed Integrità Strutturale**, [S.l], p.3-16, 2010.

KOU, Sindo. **Welding Metallurgy**. 2.ed. New Jersey: John Wiley & Sons, 2003. 468p.

LANCASTER, J. F. **Metallurgy of welding**. 6.ed. Woodhead Publishing, 1999. 464 p.

MACHADO, Ivan Guerra. **Soldagem & Técnicas conexas: processos**. Porto Alegre: UFRGS, 2007. 491 p.

MARQUES, Paulo Villani; MODENESI, Paulo J.; BRACARENSE, Alexandre Queiroz. **Soldagem: fundamentos e tecnologia**. 3. ed. Belo Horizonte: UFMG, 2011. 182 p.

MODENESI, P. J; MARQUES, P. V; SANTOS, D. B. **Introdução à Metalurgia da Soldagem**. Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2012.

PARIS, A. A. F. **Tecnologia da soldagem de ferros fundidos**. Santa Maria: UFSM, 2003. 140p.

PASCUAL, M; CEMBRERO, J; SALAS, F; MARTÍNEZ, M.P. Analysis of the weldability of ductile iron. **Materials Letters**, Valencia, 2007.

PASCUAL, M; FERRER, C; RAYÓN, E. Weldability of spheroidal graphite ductile cast iron using Ni / NiFe electrodes. **Revista de Metalurgia**, Madrid, p. 334-338, 2009.

REED-HILL, R. E. **Princípios de Metalurgia Física**. 2. Ed. Rio de Janeiro: Editora Guanabara Dois S.A, 1982, 394p.

RIBEIRO, Laura de Oliveira. **Avaliação da soldabilidade do ferro fundido nodular pelo processo de soldagem GMAW mecanizado**. 2019.62f. Trabalho de conclusão de curso- CEFET-MG, Belo Horizonte, 2019.

SILVA, Fábio Gonçalves da. **Estudo da Viabilidade do Processo de Soldagem FCAW com Adição de Arame Frio, Aplicado a Indústria Naval**. 2010. 155f. Tese (Mestrado)- UFPA, Belém, 2010.

WAINER, Emílio; BRANDI, Sérgio Duarte; MELLO, Fábio Décourt Homem de. **Soldagem: Processos e Metalurgia**. 4. ed. São Paulo: Edgard Blucher Ltda., 2004, 506 p.