

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

ANA CARLA SANTOS DA SILVA

**Caracterização microestrutural de juntas soldadas de aço ASTM A-1018
produzidas por soldagem helicoidal em campo**

Recife

2017

ANA CARLA SANTOS DA SILVA

**Caracterização microestrutural de juntas soldadas de aço ASTM A-1018
produzidas por soldagem helicoidal em campo**

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

Área de concentração: Engenharia de Materiais e Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Tiago Felipe de Abreu Santos

Coorientadora: Prof^a. Dr^a. Tahiana Francisca da Conceição Hermenegildo

Recife

2017

Catálogo na fonte
Bibliotecária Maria Luiza de Moura Ferreira, CRB-4 / 1469

S586c Silva, Ana Carla Santos da.

Caracterização microestrutural de juntas soldadas de aço ASTM A-1018 produzidas por soldagem helicoidal em campo / Ana Carla Santos da Silva. - 2017.
101 folhas, il., tabs.

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

Coorientadora: Prof^a. Dr^a. Tahiana Francisca da Conceição Hermenegildo.

Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2017.

Inclui Referências e Anexos.

1. Engenharia Mecânica. 2. Tubos helicoidais. 3. Soldagem por arco submerso.
4. Caracterização microestrutural. I. Santos, Tiago Felipe de Abreu (Orientador). II. Título.

UFPE

621 CDD (22. ed.)

BCTG/2018-15

16 de agosto de 2017

“CARACTERIZAÇÃO MICROESTRUTURAL DE JUNTAS SOLDADAS DE AÇO
ASTM A-1018 PRODUZIDAS POR SOLDAGEM HELICOIDAL EM CAMPO”

ANA CARLA SANTOS DA SILVA

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA OBTENÇÃO DO TÍTULO
DE MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: ENGENHARIA DE MATERIAIS E FABRICAÇÃO

APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
MECÂNICA/CTG/EEP/UFPE

Prof. Dr. TIAGO FELIPE DE ABREU SANTOS
ORIENTADOR/PRESIDENTE

Profª Drª TAHIANA FRANCISCA DA CONCEIÇÃO HERMENEGILDO
COORDENADORA

Prof. Dr. CEZAR HENRIQUE GONZALEZ
COORDENADOR DO PROGRAMA

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Dr. TIAGO FELIPE DE ABREU SANTOS (UFPE)

Profª Drª TAHIANA FRANCISCA DA CONCEIÇÃO HERMENEGILDO (UFPE)

Prof. Dr. FLÁVIO JOSÉ DA SILVA (UFPE)

Prof. Dr. MARCOS PEREIRA (UFPE)

Dedico este trabalho ao meu querido e jamais esquecido pai, Carlos Alberto, que sempre me encheu de amor e abdicou diversas vezes de sua felicidade para que eu pudesse sempre sorrir e, de quem herdei todo o humor.

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente à minha mãe, Ana Cláudia, e minha irmã, Ana Paula, que sempre foram meu apoio em todos os momentos de minha vida.

Agradeço ao Prof. Dr. Tiago Felipe pela orientação e pelas oportunidades que me foram proporcionadas desde o início da orientação, e a quem considero não apenas o orientador, mas um amigo querido.

A Profa. Dra. Tahiana Hermenegildo, minha co-orientadora, por toda paciência, conhecimento transmitido, e por ser uma nova fonte de referência profissional.

À minha mãe adotiva, Jane Castro, e as irmãs do coração, Natália Castro e Fernanda Castro, por todo o apoio e torcida que sempre estão dispostas a oferecer.

À família de amigos que ganhei, mesmo longe de minha terra natal.

Aos meus amigos especiais, Igor Brito, Alexandre Araújo e Luana Alves, que acreditam em mim mesmo quando eu não acredito.

Aos amigos do grupo de pesquisa do Laboratório de Soldagem (Soldamat).

Aos amigos da empresa MEMPS.

Aos colaboradores do laboratório do Departamento de Engenharia Mecânica da UFPE, Ivanilda, Janaína, Ivaldo, Rogério e Rubens, pela contribuição e apoio na realização da caracterização microestrutural.

Aos professores do Departamento de Engenharia Mecânica da UFPE pelo período de convívio e aprendizado.

Ao CNPq e a MEMPS pelo apoio financeiro.

A todos que, ainda que não nominalmente citados, contribuíram de alguma forma para a realização desse trabalho.

RESUMO

Nesse trabalho, realizou-se o estudo das características microestruturais de tubos com costura helicoidal, soldados através do processo a arco submerso em campo. As amostras foram produzidas na empresa MEMPS, que desenvolveu e patenteou um equipamento capaz de realizar a produção de tubos em campo, a Fábrica Móvel de Tubos Helicoidais (FAMTHE). Para alcançar os objetivos deste trabalho foram utilizados três tubos teste conformados no formato helicoidal fabricados pela máquina a partir de bobinas de aço ASTM A1018, sendo dois desses tubos com espessura de parede de 12,5 mm, um deles com 16 mm e os três com diâmetro de 1200 mm. Cada um dos tubos teste foi soldado com velocidades distintas (800, 1200 e 1600 mm/min) com dois passes de solda automatizado (passe interno e passe externo), pelo processo de arco submerso. As soldagens foram realizadas seguindo os requisitos da Especificação de Processo de Soldagem (EPS) da empresa. Dessa forma, o objetivo deste trabalho foi estudar as características microestruturais visando o aumento da produtividade de soldagem helicoidal em campo em decorrência do aumento da velocidade de avanço. Para tanto, foram realizados os ensaios de dureza, análise microestrutural por microscopia óptica e avaliação da composição química da zona fundida, afim de evidenciar as influências dessa alteração de velocidade no comportamento da junta soldada. Os resultados obtidos indicaram a formação de ferrita acicular (AF), ferrita com segunda fase (FS) e ferrita primária (PF), microconstituintes comuns na zona fundida e ZTA de cordão de solda formados por altos aportes térmicos, o que foi corroborado por ensaios de dureza, ciclos térmicos simulados, literatura aberta disponível. A principal diferença entre amostras foi o aumento da ferrita acicular e redução da ferrita primária de contorno de grão com a redução do aporte térmico nas microestruturas formadas tanto na zona fundida como na ZTA com o apresentado em estudos atuais. Além disso, observou-se as mudanças na geometria dos cordões de solda com a alteração do aporte térmico. Por fim, identificou que o principal parâmetro que influencia nas mudanças microestruturais, de geometria do cordão de solda e do comportamento de dureza é a corrente de soldagem.

Palavras-chave: Tubos helicoidais. Soldagem por arco submerso. Caracterização microestrutural.

ABSTRACT

In this work was analyzed the microstructure of helicoidal seamed tubes, welded using the submerged arc welding process in field. The samples were produced in the MEMPS company, which developed and patented an equipment to produce tubes in field, the mobile factory of helicoidal tubes (FAMTHE). Three test tubes were shaped in helicoidal shape, from reels of ASTM A1018 steel, two of these tubes had 12,5 mm of thickness, and one had 16 mm of thickness, all the tubes had 1200 mm of diameter. The tubes were welded using speeds: 800, 1200 and 1600 mm/min, with two passes of automated welding (inside pass and outside pass), using the submerged arc welding process. The welds were realized following the requirements of the welding process specification of the company. The objective of this work was study the microstructural characteristics, aiming the production increasing of the helicoidal welding in field through the increasing of the welding speed. To evaluate the characteristics of the welds were used: hardness tests, microstructural analysis by optical microscope, and evaluation of chemical composition of the melted zone, to evaluate the influence of the welding speed changing in the behavior of the welded joint. The results showed the acicular ferrite formation, second phase ferrite, and polygonal ferrite, common microconstituents in the melted zone and thermal affected zone of welded joints obtained using high heat inputs, this was corroborated with the hardness tests, simulation of thermal cycles, and open literature available. The main difference between the samples was the increasing of the acicular ferrite and the decreasing of the polygonal ferrite of grain boundaries with the increasing of the heat input, in the thermal affected zone and the melted zone. Besides, were observed geometrical changings in the welded joints with the changing of the heat input. Lastly, was identified that the main parameter that influence in the microstructural changing, the geometry of the joint and the hardness is the welding current.

Keywords: Helicoidal tubes. Submerged arc welding. Microstructural characterization.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Esquema do processo de soldagem por arco submerso	18
Figura 2 - Esquema de produção de tubos por soldagem helicoidal.....	20
Figura 3 - Relação entre parâmetros do tubo com solda helicoidal.....	21
Figura 4 - Efeito de alterações nos parâmetros de soldagem na geometria de cordões de solda depositados com uma energia de soldagem de aproximadamente 1,8 kJ/mm.....	23
Figura 5 - Carbono equivalente de acordo com Calculation Software of Welding.....	25
Figura 6 - Representação esquemática do ciclo térmico na soldagem	26
Figura 7 - Regiões da junta soldada.....	27
Figura 8 - Diagrama esquemático mostrando diferentes alterações que podem ocorrer na zona fundida em uma solda em um aço de baixo carbono	28
Figura 9 - Diagrama Fe-Fe ₃ C e ZTA de aço com 0.15%C	30
Figura 10 - Estrutura da ZTA de um aço de baixo carbono. As divisões aproximadas correspondem a: A - Região de Granulação Grosseira, B - Região de Granulação Fina, C - Região Intercrítica e D - Região Subcrítica.....	31
Figura 11 - Efeito da variação na corrente de soldagem a) excessivamente baixa corrente. (b) corrente excessivamente alta. (c) corrente recomendada	34
Figura 12 - Efeito da variação na tensão de soldagem (a) tensão excessivamente baixa (b) tensão excessivamente alta	35
Figura 13 - Fontes utilizadas	42
Figura 14 - Esquema tubo teste	43
Figura 15 - Corte de amostra inicial	44
Figura 16 - Corpos de prova após preparação metalográfica	45
Figura 17 - Microscópio óptico Zeiss Axio Observer	46
Figura 18 - Microdurômetro Emcotest	47
Figura 19 - Perfil de microdureza adotado - pontos de indentação	47
Figura 20 - Espectrômetro de emissão óptica por centelha	48
Figura 21 - Layout do software ImageJ.....	49
Figura 22 - Microestrutura do Metal de Base	50
Figura 23 - Macrografia do cordão de solda do corpo de prova V1 (800 mm/min)...	51
Figura 24 - Macrografia do cordão de solda do corpo de prova V3 (1600 mm/min).52	
Figura 25 - Macrografia do cordão de solda do corpo de prova V2 (1200 mm/min).54	
Figura 26 - Micrografia do cordão de solda da Amostra V1– (A) cordão interno e (B) externo	57
Figura 27 - Micrografia do cordão de solda da Amostra V2 – (A) cordão interno e (B) externo	58
Figura 28 - Micrografia do cordão de solda da Amostra V3 – (A) cordão interno e (B) externo	58
Figura 29 - História térmica e taxa de resfriamento Amostra V1 – (A) Interno e (B) Externo.....	60
Figura 30 - História térmica e taxa de resfriamento Amostra V2 – (A) Interno e (B) Externo.....	61

Figura 31 - História térmica e taxa de resfriamento Amostra V3 – (A) Interno e (B) Externo.....	61
Figura 32 - ZTA da Amostra V1 - ZTA Externa (A e B) ZTA Interna (C e D).....	63
Figura 33 - ZTA da Amostra V2 - ZTA Externa (A e B) ZTA Interna (C e D).....	64
Figura 34 - ZTA da Amostra V3 - ZTA Externa (A e B) ZTA Interna (C e D).....	65
Figura 35 - Região de grãos grosseiros da Amostra V1.....	67
Figura 36 - Região de grãos grosseiros da Amostra V2.....	68
Figura 37 - Região de grãos grosseiros da Amostra V3.....	69
Figura 38 - Região de refino de grão da Amostra V1.....	71
Figura 39 - Região de refino de grão da Amostra V2.....	72
Figura 40 - Região de refino de grão da Amostra V3.....	73
Figura 41 - Região intercrítica da Amostra V1.....	74
Figura 42 - Região intercrítica da Amostra V2.....	75
Figura 43 - Região intercrítica da Amostra V3.....	75
Figura 44 - Região subcrítica da Amostra V1.....	76
Figura 45 - Região subcrítica da Amostra V2.....	76
Figura 46 - Região subcrítica da Amostra V3.....	77
Figura 47 - Perfil de dureza do cordão de solda externo Amostra V1.....	78
Figura 48 - Perfil de dureza do cordão de solda externo Amostra V2.....	78
Figura 49 - Perfil de dureza do cordão de solda externo Amostra V3.....	79
Figura 50 - Perfil de dureza do cordões de solda externos.....	79
Figura 51 - Perfil de dureza do cordão de solda interno Amostra V1.....	80
Figura 52 - Perfil de dureza do cordão de solda interno Amostra V2.....	80
Figura 53 - Perfil de dureza do cordão de solda interno Amostra V3.....	81
Figura 54 - Perfil de dureza do cordões de solda interno.....	81
Figura 55 - Valores de dureza no centro do cordão de solda.....	83
Figura 56 - Médias de dureza dos cordões de solda, CE e diluição.....	86

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Rendimento térmico de processos de soldagem a arco.....	23
Tabela 2 - Classificação segundo IIW dos microconstituintes encontrados na ZF	29
Tabela 3 - Faixa de corrente de soldagem X diâmetro do arame.....	35
Tabela 4 - Composição química.....	40
Tabela 5 - Propriedades mecânicas.....	40
Tabela 6 - Composição química do metal depositado esperado pelo fabricante	41
Tabela 7 - Propriedades mecânicas do fluxo	41
Tabela 8 - Composição química dos arames de solda.....	41
Tabela 9 - Parâmetros de soldagem (externa e interna)	44
Tabela 10 - Quantitativo de corpos de prova	45
Tabela 11 - Medidas do cordão de solda Amostra V1 e V3	51
Tabela 12 - Diferença entre áreas penetração e reforço do cordão interno e externo	52
Tabela 13 - Medidas do cordão de solda Amostra V2.....	55
Tabela 14 - Média de dureza na zona fundida em HV _{0,3/15}	82
Tabela 15 - Composição química e CE dos cordões de solda interno e externo	84

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	13
1.1	Objetivos	14
1.1.1	Objetivo geral.....	14
1.1.2	Objetivos específicos	15
1.2	Organização do trabalho.....	15
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	16
2.1	A Importância da soldagem	16
2.2	Processo de soldagem por arco submerso (SAS).....	17
2.3	Processo de soldagem helicoidal	19
2.4	Metalurgia da soldagem	22
2.5	Carbono equivalente (CE)	23
2.6	Ciclo térmico de soldagem	25
2.6.1	Zona fundida.....	27
2.6.2	Zona termicamente afetada	29
2.7	Efeitos das variáveis do processo de soldagem	32
2.7.1	Corrente de soldagem	33
2.7.2	Tensão do arco.....	35
2.7.3	Velocidade de soldagem.....	36
2.7.4	Largura e altura da camada de fluxo	36
2.8	Fontes de descontinuidas no processo SAS	37
3	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	40
3.1	Metal de base	40
3.2	Metal de adição	40
3.3	Equipamentos	41
3.4	Execução do processo de soldagem	43
3.5	Retirada das corpos de prova	44
3.6	Microscopia óptica	45
3.7	Ensaio de dureza	46
3.8	Ensaio de espectrometria de emissão óptica	48
3.9	Medição das características geométricas do cordão de solda	48

4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	50
4.1	Metal de base e carbono equivalente	50
4.2	Análise da macrografia dos cordões de solda	50
4.2.1	Amostras V1 e V3	50
4.2.2	Amostra V2	53
4.2.3	Avaliação da macrografia	55
4.3	Caracterização microestrutural da zona fundida	57
4.4	Caracterização microestrutural da ZTA	62
4.4.1	Região de grãos grosseiros da ZTA	66
4.4.2	Região de refino de grãos da ZTA	70
4.4.3	Região de intercrítica e subcrítica da ZTA	73
4.5	Ensaio de dureza por microindentação	77
4.6	Análise de diluição	84
5	CONCLUSÕES	87
6	PROPOSTA PARA TRABALHOS FUTUROS	89
	REFERÊNCIAS	90
	ANEXOS	96

1 INTRODUÇÃO

A soldagem é o meio de união de materiais mais importante na indústria (1,2). A busca pela melhoria da sua qualidade tem sido um contínuo desafio nas indústrias metal mecânica, dentre outras, com exploração de novos processos e técnicas de soldagem. Com o desenvolvimento industrial, o uso de instalações metálicas em geral tem sido cada vez mais frequente e no último século tem ampliado a utilização de estruturas metálicas no mundo todo (3 - 5). Na fabricação e montagem de tubos de aço de grande diâmetro nominal a soldagem se mostra como o processo imprescindível (6 - 8). Mesmo levando em conta toda a experiência adquirida, a tecnologia de soldagem de tubulações permanece em constante desenvolvimento, atualizando-se para atender as condições de soldabilidade de novos materiais e as crescentes necessidades de aumento da produtividade (8).

Dentre os processos de soldagem de tubos, existem os de fabricação e os de montagem. Visando o aumento da produtividade na fabricação de tubos metálicos de aço tem se tornado comum o emprego de combinações de processos de soldagem que apresentam maior taxa de deposição sem descartar a qualidade da solda, entre os mais utilizados estão o eletrodo revestido e a soldagem por arco submerso (SAS), sendo o último o mais utilizado (7 - 9). Uma das técnicas do processo de SAS é a que utiliza dois ou mais eletrodos (Tandem), os quais soldam simultaneamente e possuem arcos elétricos distintos. A técnica Tandem apresenta como vantagem principal o aumento da taxa de deposição e da velocidade de soldagem, assim, tem sido utilizada como alternativa ao processo convencional com um arame. A alta produtividade e facilidade de automatização e mecanização do processo o torna um dos mais presentes em pesquisas e desenvolvimento tanto no segmento industrial como no acadêmico (4, 8).

Um desafio na instalação de dutos é o transporte ao local de utilização, uma vez que a soldagem em campo é complexa e muitas vezes se torna onerosa, sendo feita, frequentemente, de forma semiautomática ou manual. A dificuldade de automação da soldagem em campo de dutos de aço esta intimamente relacionada com o local de instalação, ao projeto, tipo de revestimento anti corrosivo, se o duto é aéreo ou enterrado, tipos de terreno, existência de áreas alagadas, relevo, e etc.

Devido a razões econômicas e o desejo de fabricar o tubo próximo ao local onde será utilizado, há um interesse crescente pela utilização de tubos com solda helicoidal. No entanto, um grande ceticismo existe relativo à sua aptidão de qualidade e garantia de ausência de descontinuidades de solda que podem afetar as propriedades mecânicas que devam possuir. Uma grande parcela de benefícios econômicos pode ser obtida devido ao processo de produção apresentar maior flexibilidade e/ou redução do custo de instalação (9).

A empresa MEMPS desenvolveu a Fábrica Móvel de Tubos Helicoidais (FAMTHE), que é um equipamento capaz de realizar a fabricação de tubos helicoidais no local de instalação. O processo de soldagem realizado pela FAMTHE tem o potencial de reduzir os custos com os transportes de dutos prontos fabricados remotamente e o número de soldas circunferenciais na construção de tubulações.

Dentro do contexto apresentado, há a necessidade de avaliação das técnicas para execução de soldagem em campo e de melhorias no processo para aumentar a produtividade da fabricação de tubos sem que comprometam as propriedades mecânicas desejadas. Desse modo, para determinar a qualidade das soldas helicoidais produzidas pelo equipamento FAMTHE, pretende-se, neste trabalho, avaliar as juntas soldadas em campo a partir do estudo das características microestruturais, apoiados por ensaio de dureza, microscopia óptica, espectrometria de emissão óptica e avaliação da geometria do cordão de solda.

1.1 Objetivos

1.1.1 Objetivo geral

Avaliar as características microestruturais de juntas soldadas helicoidais produzidas pelo processo arco submerso pelo equipamento FAMTHE, considerando a influência da variação da velocidade de soldagem e o impacto desse parâmetro na produtividade de soldagem helicoidal em campo.

1.1.2 Objetivos específicos

- Caracterizar a macroestrutura e características geométricas das juntas soldadas;
- Caracterizar a microestrutura das juntas soldadas: a) para o passe externo (arame externo) e b) para o passe interno (arame interno);
- Avaliar a influência da variação da velocidade de soldagem na qualidade das juntas soldadas de tubos soldados em formato helicoidal por arco submerso em campo;
- Correlacionar microestrutura, aporte térmico e posição do arame na produção de tubos.

1.2 Organização do trabalho

O Capítulo 1 aborda as considerações iniciais sobre o tema do estudo, motivações e os objetivos gerais e específicos desse trabalho.

O Capítulo 2 é apresentada a fundamentação teórica abordando a importância da soldagem, o processo de soldagem por arco submerso, metalurgia da soldagem e a soldagem helicoidal.

No Capítulo 3 estão descritos os materiais utilizados, a metodologia e os ensaios utilizados para a caracterização mecânica, metalúrgica e análise química.

No Capítulo 4 são apresentados e discutidos os resultados obtidos de acordo com o que foi estabelecido nos objetivos.

No Capítulo 5 é apresentada as conclusões dos resultados obtidos levando em consideração os objetivos propostos inicialmente.

E finalmente no Capítulo 6 são apresentadas as sugestões para trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 A Importância da soldagem

Segundo o ASM Handbook (1), a soldagem é um dos meios essenciais para o desenvolvimento de praticamente todos os produtos metálicos fabricados. Marques et al. (10) classificam como o processo de união de metais mais importante utilizado industrialmente. Um número considerável de diferentes processos empregados na fabricação, recuperação e transformação de peças, equipamentos e estruturas é abrangido pelo termo soldagem.

Na literatura, encontramos diversas definições, entre elas destacam-se: “Processo de união de metais por fusão”; “Operação que visa obter a união de duas ou mais peças, assegurando na junta a continuidade”. No entanto, a mais aceita atualmente pelo AWS (American Welding Society) conceitua soldagem como o processo de união de materiais usados para obter a coalescência localizada de metais e não-metais, produzida por aquecimento até uma temperatura adequada, com ou sem utilização de metal de adição e/ou pressão (10).

De acordo com Marques et al. (10), a tecnologia de soldagem começou a mudar radicalmente, principalmente pelo desdobramento das experiências de Sir Humphrey Davy (1801-1806) com o arco elétrico, com a descoberta do acetileno por Edmund Davy e com o desenvolvimento de fontes produtoras de energia elétrica que possibilitaram o aparecimento dos processos de soldagem por fusão. Na nova fase, a soldagem teve inicialmente pouca utilização, estando restrita principalmente à execução de reparos de emergência, até a eclosão da primeira grande guerra, quando, devido às necessidades da época, a soldagem passou a ser utilizada mais intensamente como processo de fabricação.

Assim, a soldagem se desenvolveu rapidamente. Os processos usados até então foram aperfeiçoados, novos processos foram desenvolvidos e novos equipamentos e tecnologias foram incorporados à soldagem. A tendência atual nas indústrias de fabricação é automatizar os processos de soldagem estabelecendo a relação entre os parâmetros do processo e a geometria do cordão de solda para prever e controlar a qualidade dos mesmos, a partir de técnicas modernas de

instrumentação, modelagem e controle que foram absorvidas pela soldagem, juntamente com os desenvolvimentos na área de robótica e informática. Tudo isto possibilitou o aumento da capacidade de tomada de decisão e alteração dos parâmetros de soldagem, durante o processo, independentemente do operador. Os equipamentos, por sua vez, se tornaram menores e mais eficientes, com menor custo de fabricação e manutenção (5; 10).

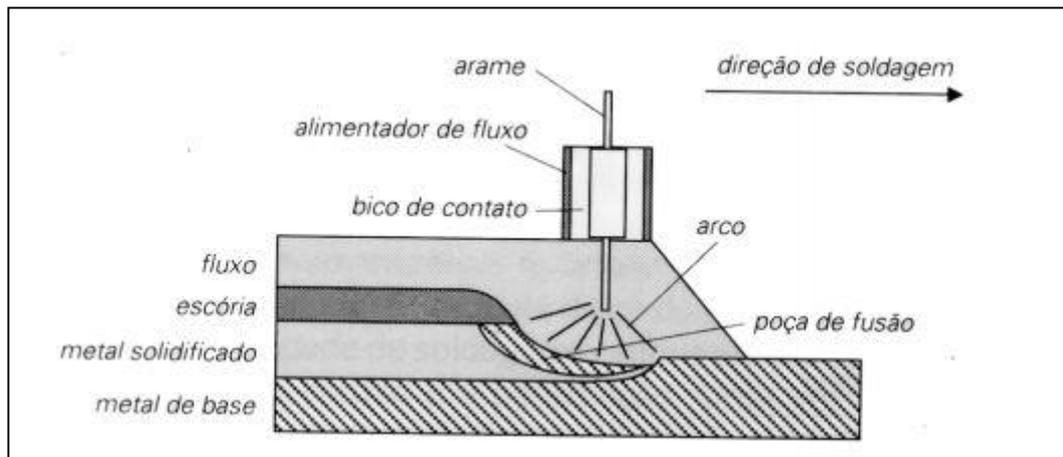
Hoje, existe mais de 50 tipos de processos de soldagem diferentes utilizados na indústria, e essa importância é evidenciada pela presença destes e afins nas mais distintas atividades industriais e pela influência que a necessidade de uma boa soldabilidade tem no desenvolvimento de novos tipos de aços e ligas metálicas bem como no desenvolvimento da engenharia de fabricação (10).

2.2 Processo de soldagem por arco submerso (SAS)

De acordo com Marques et al. (10), a soldagem por arco submerso (SAS) é um processo onde a união entre os metais é obtida pelo aquecimento e fusão destes por um arco elétrico entre um arame metálico nu e a peça de trabalho recobertos por um fluxo granular.

No processo SAS, o arame nu em forma de bobina é conduzido através de uma unidade de alimentação em direção à peça de trabalho (5). A corrente produzida pelo arco elétrico é transferida através de um bico de contato. Este processo permite o uso de arames contínuos e a utilização de altas correntes. O metal base e a poça de fusão são protegidos dos efeitos da atmosfera por um fluxo granuloso que é alimentado separadamente caindo por gravidade a frente do arame, assim ele produz uma completa cobertura sobre estes (8, 10, 11). Complementarmente, o fluxo fornece elementos de ligas, atua como isolante térmico elimina faíscas, luminosidade, respingos, radiação, dispensando ao operador o uso de máscara ou capacete de proteção (8, 12, 13). A Figura 1 representa o esquema do processo (13).

Figura 1 - Esquema do processo de soldagem por arco submerso



Fonte: Araújo (12)

O fluxo deve apresentar características físico-químicas que permitam controle do acabamento e da geometria do cordão de solda assim como garantir propriedades mecânicas desejadas à junta soldada. No processo SAS tanto o fluxo quanto o arame podem ser modificados a qualquer momento. Os fluxos utilizados no processo de soldagem por arco submerso podem ser classificados de acordo com o método de fabricação, a influência que exercem nos elementos de liga contida na solda depositada e o efeito causado nas propriedades da solda depositada ou quanto ao índice de basicidade. Independente do processo de fabricação, um fluxo pode ser classificado como ativo, neutro ou fluxo de liga, dependendo da capacidade de mudar a liga contida na solda (1, 12).

A soldagem por arco submerso é preferível a outros métodos de soldagem por causa de sua alta confiabilidade e alta produtividade (4). Além destes, as principais vantagens do processo SAS em relação a outros processos estão associadas (4 – 6, 10, 11):

- Alta eficiência energética e taxa de deposição;
- Uniformidade no cordão de solda;
- Ausência de respingos;
- Facilidade de mecanização, o que dispensa um treinamento especializado do operador;

- Economia de material consumível, pois o alto rendimento térmico do processo possibilita chanfros da junta pequenos.

Em especial, a facilidade de automação e operação, além da alta taxa de produtividade, torna o processo SAS um dos mais utilizados na indústria de equipamentos metálicos como navios, perfis, plataformas marítimas, trocadores de calor, recuperação de peças como cilindros de laminação, e inclusive em soldagem de tubos de grandes diâmetros (5, 7, 8, 12, 15).

No entanto, existe limitação no processo, devido a utilização de uma alta intensidade de corrente, o volume da poça de fusão é grande e o metal líquido tende a escapar para fora da junta. Além disso, o fluxo por ser granular limita as posições de soldagem para plana e horizontal (4, 5, 10).

Pode-se aumentar ainda mais a eficiência do processo aumentando o número de arcos elétricos alinhados com a direção de soldagem, o que é chamado de técnica Tandem-Arc (4, 10). Este processo eleva a taxa de deposição e a velocidade de soldagem, além de produzir cordões de solda com aspecto diferente dos processos de soldagem utilizados de forma simples. A utilização desta técnica possibilita a redução da energia de soldagem em relação à espessura soldada, proporcionando assim melhor tenacidade juntamente com a alta taxa de deposição e velocidade (7).

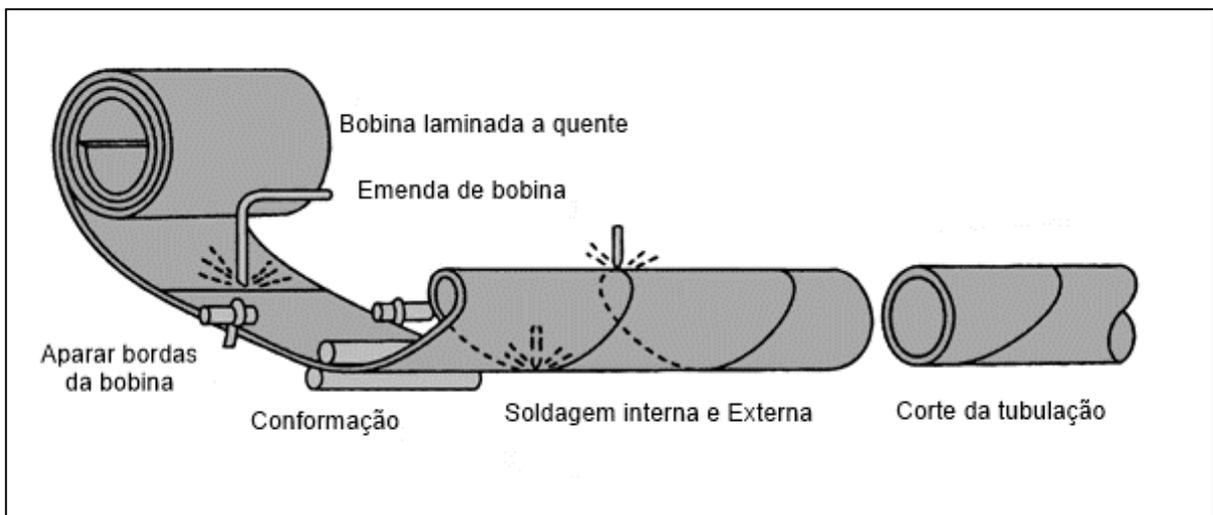
As variáveis nesse processo podem ser controladas separadamente, todavia, devem operar em conjunto para obter soldas que estejam de acordo com as propriedades desejadas para uma aplicação particular (4, 5).

2.3 Processo de soldagem helicoidal

Os tubos podem ser produzidos com ou sem costura. O tubo sem costura é fabricado pela conformação a quente do aço, através de laminação oblíqua ou extrusão enquanto os tubos com costura são fabricados pela conformação a frio de chapas planas em formato cilíndrico, podendo ser soldado na longitudinal ou helicoidal, e utilizando ou não metal de adição (7, 15). O método para a fabricação de tubos com soldas helicoidais foi patenteado em 1940. Desde então, a soldagem helicoidal se tornou o processo mais difundido para a produção de tubos de grandes

diâmetros de forma contínua (15 - 17). Nele, as bobinas de aço são desenroladas e passam por uma etapa de aparamento das bordas, a seguir ela adquire o formato espiral de tubo para então ser soldado, tanto interna quanto externamente pelo processo de arco submerso, em seguida, o tubo é então cortado no comprimento desejado, a Figura 2 apresenta o esquema de soldagem helicoidal. Devido ao fato do tubo ser produzido a partir de tiras de aço, a uniformidade da parede e as tolerâncias dimensionais são muito boas quando comparadas aos demais processos de produção (18, 17).

Figura 2 - Esquema de produção de tubos por soldagem helicoidal



Fonte: Adaptado de Aslani et al. (19)

Desenvolvimentos recentes permitiram verificar que sob certas condições, os tubos soldados em espiral exibiam um desempenho superior nos testes de fadiga aos dos tubos com costuras longitudinais e resistência comparável à propagação de fissuras dúcteis (17, 19).

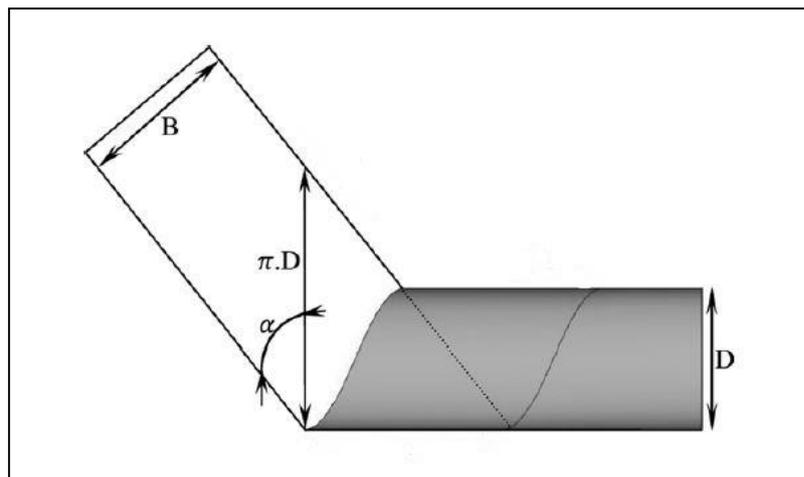
Alobaidi e Sandgren (16) citam em seu trabalho algumas vantagens para o método de solda em espiral quando comparado ao método UOE (conformação da chapa realizada por três prensas distintas - a prensa “U” e a prensa “O” seguido de expansão a frio realizada nos tubos “E”), como:

- A mesma largura de bobinas de aço em estoque pode ser adaptada para construir tubos de vários comprimentos e diâmetros distintos;

- A criação de tubos de grande diâmetro é muito mais fácil e requer o mesmo número de costuras que os pequenos diâmetros;
- O tubo de paredes finas torna-se uma possibilidade gerenciável;
- Existe uma redução geral no investimento necessário para configurar uma produção de tubos.

No estudo de Minnebruggen et al. (9) é apresentada a relação que pode ser estabelecida entre a largura B da bobina de alimentação, o ângulo de formação α e o diâmetro médio final D do tubo, conforme Figura 3 e Equação 1. Atualmente, o diâmetro e espessura de parede de tubos com soldas helicoidais são limitados a 3000 mm e 30 mm, respectivamente (17).

Figura 3 - Relação entre parâmetros do tubo com solda helicoidal



Fonte: Adaptado de Fourozan et al. (15)

$$D = \frac{B}{\pi \cdot \sin \alpha} \dots\dots\dots \text{(Equação 1)}$$

Onde: D é o diâmetro do tubo; B é a largura da chapa e α é o ângulo de conformação.

A capacidade de avaliar a resposta estrutural de uma tubulação soldada em espiral sujeita a deformações impostas ambientalmente é de fato crítica. Uma melhor compreensão dos fenômenos complexos que envolvem os projetos de tubulações com soldas helicoidais podem ser obtidos através de modelos de elementos finitos que são usados como ferramenta de análise, assim como o fizeram Fourozan et al.

(15), Sadowski e Rotter (17), Aslani et al. (19), Nasim et al. (20) e Sadowski et al. (21) em suas pesquisas.

2.4 Metalurgia da soldagem

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

A energia de soldagem caracteriza essa quantidade de calor transferido por unidade de comprimento da junta, sendo assim na soldagem a arco elétrico energia de soldagem também é definida como o calor cedido à junta soldada por unidade de comprimento e é calculada pela Equação 2 (1). Considerado um parâmetro de elevada importância metalúrgica, pois juntamente com as características geométricas da junta é determinante nos ciclos térmicos impostos ao material e, portanto nas possíveis transformações microestruturais e no comportamento da junta soldada (8, 22, 23). Além disso, é útil na comparação de diferentes procedimentos e processos de soldagem, sendo a energia líquida de soldagem, também chamada de calor imposto ou aporte térmico (heat input) o parâmetro mais adequado. Segundo Marques e Modenesi (23), a tecnologia da soldagem se caracteriza por um grande número de variáveis e parâmetros operacionais inter-relacionados de maneira quase sempre complexa.

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

Onde: **H** – Energia de soldagem (J/mm); **η** – Rendimento; **U** – Tensão elétrica (V); **I** – Intensidade de corrente (A) e **v** – Velocidade de soldagem (mm/s).

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

Adicionalmente, os efeitos térmicos de um processo de soldagem também dependem das características do metal de base, da junta e da própria fonte de calor (densidade de energia). Assim, H deve ser utilizado com cautela na comparação de processos de soldagem ou na avaliação de seus efeitos, uma vez que os valores reais podem ser significativamente diferentes dos valores estimados em uma dada situação, levando a erro nas previsões das consequências da soldagem na estrutura e/ou propriedades do material (23).

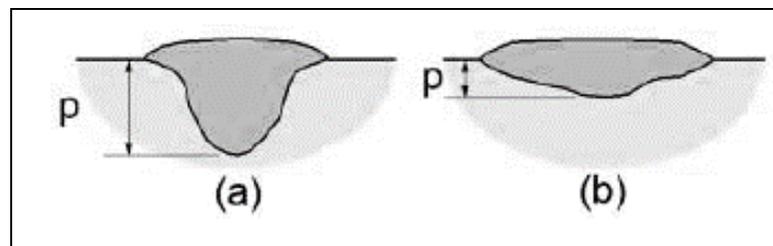
Tabela 1 - Rendimento térmico de processos de soldagem a arco

Processo	η
Eletrodo Revestido	0,65 – 0,85
GMAW	0,65 – 0,85
GTAW (CC+)	0,50 – 0,80
GTAW (CA)	0,20 – 0,50
SAS	0,80 – 0,99
Oxi-gás	0,25 – 0,80

Fonte: Marques e Modenesi (23)

Os efeitos na peça nem sempre seguem a relação direta com energia de soldagem, pois os parâmetros de soldagem, tais como: corrente, tensão e velocidade de deslocamento, afetam de modo diferente a intensidade do arco e o rendimento térmico do processo. Desse modo, embora utilizando o mesmo processo e energia de soldagem, é possível obter soldas de formatos completamente diferentes pela variação individual dos parâmetros de soldagem (Figura 4) (8; 23).

Figura 4 - Efeito de alterações nos parâmetros de soldagem na geometria de cordões de solda depositados com uma energia de soldagem de aproximadamente 1,8 kJ/mm.



Fonte: Adaptado de Modenesi, Marques e Santos (3)

2.5 Carbono equivalente (CE)

A soldabilidade de um aço é classificada de acordo com seu carbono equivalente (CE) (24). Sendo este um parâmetro que expressa a tendência à formação

de constituintes duros, como a martensita, na microestrutura do material soldado, por influencia da composição química (25). Existem, na literatura, para o cálculo do carbono equivalente (23), diversas equações desenvolvidas para diferentes aplicações e faixas de composição química dos aços. A adotada neste trabalho é equação definida pela IIW (Instituto Internacional de Soldagem):

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

Do ponto de vista metalúrgico, o CE pode estar relacionado ao desenvolvimento de microestruturas sensíveis ao hidrogênio, pois a medida em que o CE aumenta, as microestruturas que são desenvolvidas durante o resfriamento através da faixa de temperatura de transformação tornam-se cada vez mais suscetíveis a trincas induzidas por hidrogênio. Em altos valores de teor de carbono, pode-se esperar estruturas martensíticas, que são em muitas vezes frágeis e que sem um tratamento adequado poderá gerar fontes de tensões e posterior desenvolvimento de trincas (1).

Outras equações podem ser utilizadas para obtenção do carbono equivalente, uma implementação desses métodos podem ser encontrados no sítio eletrônico da The Japan Welding Engineering Society (JWES) por meio da Calculation Software of Welding (26), e calculadas com base em diversas expressões compiladas no aplicativo, conforme Figura 5.

Os aços carbono com CE de até 0,15% possuem excelente soldabilidade por não serem temperados, já os com percentual de carbono entre 0,15% e 0,35% possuem boa solubilidade, entretanto, existe a possibilidade de endurecimento e algumas precauções devem ser tomadas. Quando o carbono equivalente excede 0,35%, recomendam-se pré-aquecimento. Altos níveis de CE exigem tanto o pré-aquecimento, como o pós-aquecimento (1, 7). No entanto, um carbono equivalente elevado não é indicador de que o aço não é soldável, mas sim de que são necessários cuidados cada vez maiores (8).

Figura 5 - Carbono equivalente de acordo com Calculation Software of Welding

Chemical Composition Input(wt%)				Carbon Equivalents (wt%)	
C(<0.8)	<input type="text" value="0.16"/>	Mo(<1.0)	<input type="text" value="0.01"/>	CE(IIW)	0.314
Si(<1.5)	<input type="text" value="0.19"/>	V(<0.1)	<input type="text" value="0"/>	CE(WES)	0.321
Mn(<3.0)	<input type="text" value="0.89"/>	Nb(<0.1)	<input type="text" value="0"/>	Pcm	0.213
P(<0.025)		Ti(<0.1)	<input type="text" value="0"/>	CE _n	0.308
S(<0.025)		Al(<0.1)	<input type="text" value="0.038"/>	Transformation Temp (°C) (Mn<2, Cu<1, Cr<2.5, Mo<0.5)	
Cu(<2.0)	<input type="text" value="0.01"/>	N(<0.01)		Ac ₃	868.4
Ni(<10.0)	<input type="text" value="0.01"/>	O(<0.01)		Ac ₁	733.0
Cr(<10.0)	<input type="text" value="0.01"/>	B(<0.003)	<input type="text" value="0.0001"/>	Ms	438.0

May 12, 2007 updated
Source code by N.Y

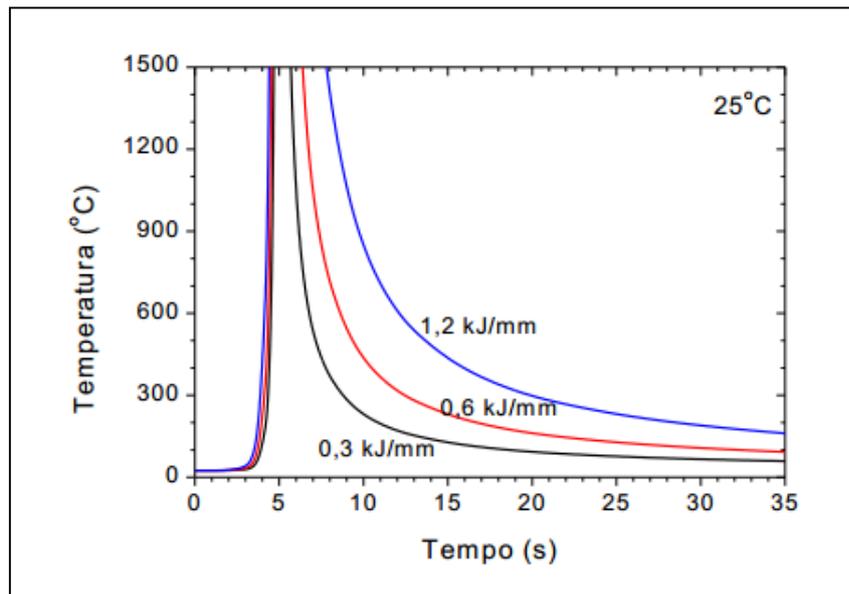
Adaptado de Calculation Software of Welding (26)

O carbono equivalente é uma medida muito importante, não só para determinar a soldabilidade do aço, como também para determinar influências nas propriedades mecânicas do material, susceptibilidade a trincamento a frio e máxima dureza da ZTA. (27).

2.6 Ciclo térmico de soldagem

Sabe-se que os ciclos térmicos apresentam grande importância, uma vez que influenciam diretamente na estrutura cristalina do material e, portanto, nas propriedades mecânicas (1). O Ciclo Térmico de Soldagem (Figura 6) é descrito por Barros Jr (8), como a variação de temperatura durante a soldagem em um ponto da peça com o passar do tempo.

Figura 6 - Representação esquemática do ciclo térmico na soldagem



Fonte: Modenesi, Marques e Santos (3)

Cada um dos pontos é submetido a um ciclo térmico particular que depende, dentre outros fatores, da localização deste ponto em relação à solda. Assim, o modo como as curvas representativas de ciclos térmicos se comportam refletem os aspectos importantes a respeito das condições utilizadas na soldagem. Normalmente esses fatores como o tipo de processo, utilização ou não de pré-aquecimento ou pós-aquecimento, energia de soldagem, soldagem multipasses, são capazes de estabelecer diferenças na forma de uma curva de ciclo térmico (22).

De acordo com Marques et al. (10), os principais parâmetros que descrevem o ciclo térmico são:

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

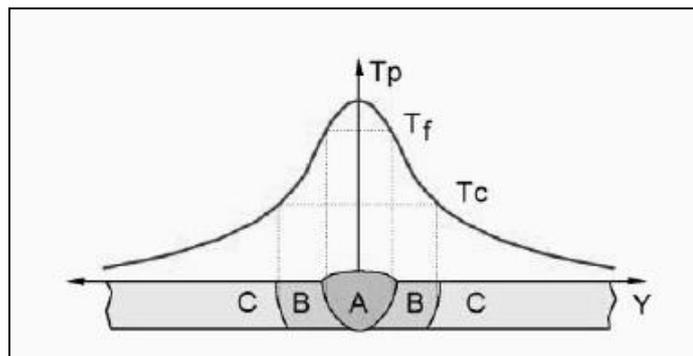
Tempo de Permanência (t_c) acima de uma Temperatura Crítica (T_c): tal parâmetro pode ser de interesse para materiais em que a dissolução de precipitados e/ou crescimento de grãos pode ocorrer.

Velocidade de Resfriamento (ϕ): este parâmetro é importante na determinação da microestrutura em materiais como os aços estruturais comuns, que podem sofrer

transformações de fase durante o resfriamento. Em certa temperatura, a velocidade de resfriamento é dada pela inclinação da curva de ciclo térmico nesta temperatura.

No decorrer da realização de uma solda, esta e as regiões próximas do metal base são submetidas a ciclos térmicos cujas temperaturas de pico decrescem à medida que se afasta do eixo central da solda. Nestas circunstâncias, podem-se esperar alterações microestruturais, em relação ao material original, ao longo de sua seção transversal e apresentar uma microestrutura complexa, com várias morfologias e fases dispersas. Esta região pode ser subdividida em três regiões básicas (Figura 7): metal de base (C), zona termicamente afetada (B) e zona fundida (A) (10, 12). As características microestruturais das regiões da junta soldada dependem basicamente das condições térmicas na qual a junta foi submetida e da composição química do metal de base e do metal de adição (28).

Figura 7 - Regiões da junta soldada



Fonte: Adaptado de Modenesi, Marques e Santos (3)

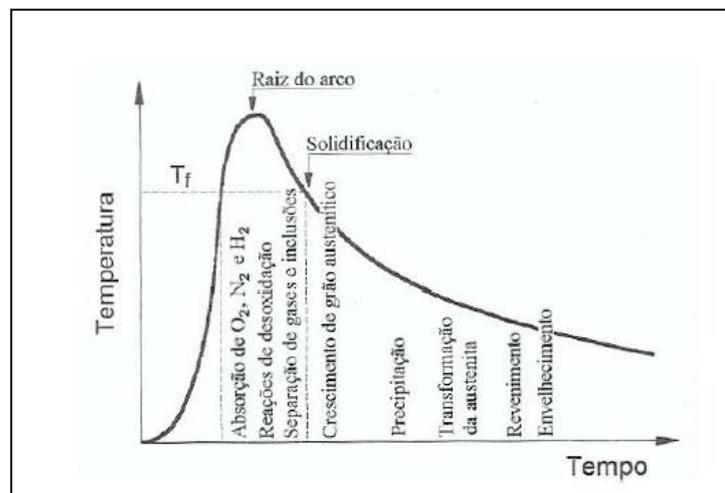
O metal de base é caracterizado pelas regiões mais afastadas da solda que não foram alteradas pelo ciclo térmico. Suas temperaturas de pico são inferiores a T_c (2, 10).

2.6.1 Zona fundida

Lippold (2) descreve a zona fundida como a região onde ocorrem a fusão e a solidificação do material para formar a junta. As temperaturas de pico desta região foram superiores a temperatura de fusão (T_f) do metal base. Durante a soldagem esta região, em geral, é protegida por uma camada vítrea, produzida pela fusão de compostos existentes no fluxo. É constituída pelo volume fundido de metal base, de adição e elementos de liga contidos no fluxo, cuja composição química certamente é

diferente daqueles materiais que a originaram (29). O fluxo pode, também, interferir no processo de solidificação, através da adição de inoculantes que favorecem a nucleação de fases de interesse tecnológico como a ferrita acicular (12). Na fronteira entre a zona fundida e a ZTA encontra-se a linha de fusão, região onde ocorreu fusão parcial resultando em uma mistura de estruturas de grãos (30). A Figura 8 representa as alterações e reações esperadas na soldagem a arco de um aço de baixo carbono, para um ponto situado na zona fundida (31).

Figura 8 - Diagrama esquemático mostrando diferentes alterações que podem ocorrer na zona fundida em uma solda em um aço de baixo carbono



Fonte: Modenesi, Marques e Santos (3)

É comum que nos aços carbono, C-Mn e de baixa liga, a zona fundida (ZF) resultante de um só passe apresente os constituintes mais comuns resultantes da decomposição da austenita que são formados pela ferrita, agregados da ferrita com carbonetos e a martensita. Sendo que a ferrita pode assumir diferentes morfologias, algumas de difícil distinção. As características desta microestrutura, tanto em escala microscópica como em escala sub-microscópica, são de suma importância para determinar as propriedades finais da ZF (2, 32).

Entretanto, os constituintes são, em geral, de identificação difícil, particularmente por microscopia óptica. Esta dificuldade é ainda maior considerando-se a distinção na aparência destes constituintes em relação aos usualmente observados no metal base. Estas dificuldades causaram, há algumas décadas atrás, a proliferação de terminologias diferentes e conflitantes para descrever a microestrutura do metal de solda. Existem pelo menos cinco métodos importantes

para a classificação da morfologia da ferrita. São elas: Dubé modificada por Aaronson, IIW, ISIJ, Anelli e Di Nunzio e Thewlis. No entanto, nesse trabalho será considerado a classificação do Instituto Internacional de Soldagem (IIW) por se tratar da microestrutura de aços soldados, conforme Tabela 2 (1, 22, 32).

Tabela 2 - Classificação segundo IIW dos microconstituintes encontrados na ZF

Nomenclatura do Microconstituente	Abreviação
Ferrita Primária	PF
Ferrita de Contorno de Grão	PF(G)
Ferrita Intragranular	PF(I)
Ferrita com Segunda Fase	FS
Ferrita com Segunda Fase Não-Alinhada	FS(NA)
Ferrita com Segunda Fase Alinhada	FS(A)
Placas laterais de ferrita (side plates)	FS(SP)
Bainita	FS(B)
Bainita Superior	FS(UB)
Bainita Inferior	FS(LB)
Ferrita acicular	AF
Agregado Ferrita-Carboneto	FC
Perlita	FC(P)
Martensita	M
Martensita em ripas	M(L)
Martensita maclada	M(T)

Fonte: ASM Handbook Welding (1)

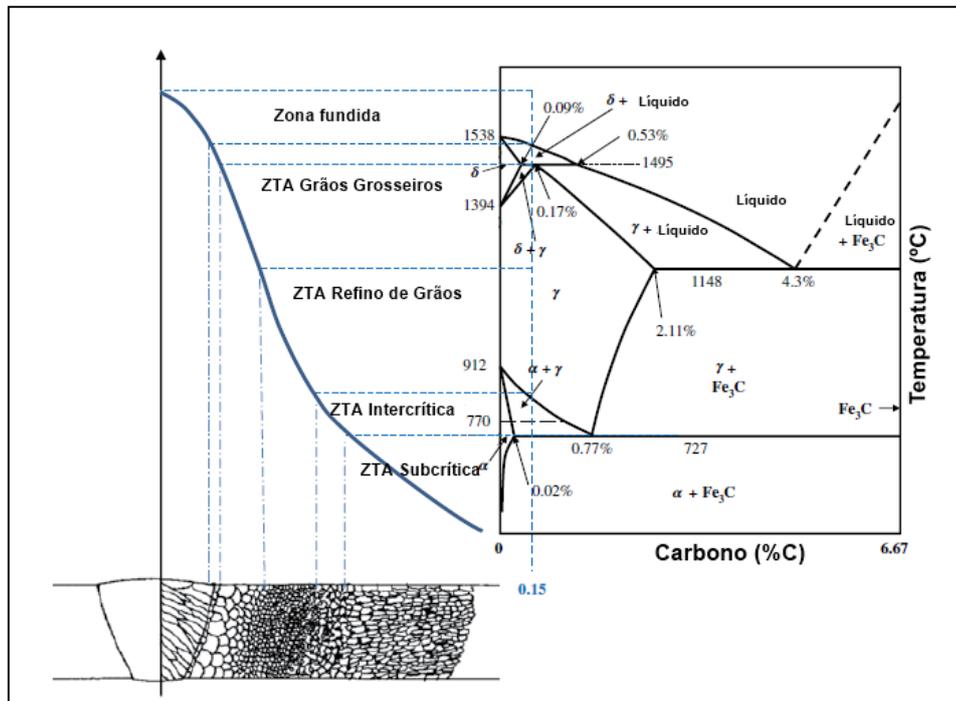
2.6.2 Zona termicamente afetada

Compreende as regiões não fundidas da junta soldada cuja estrutura e/ou propriedades mecânicas foram alteradas pelas variações de temperatura durante a soldagem (10, 28, 33). Ribeiro (4) define como a região entre o metal de solda e o metal de base. Na concepção de Lippold (2), trata-se de uma região que separa a zona parcialmente fundida do metal de base.

Nessa região, o metal de base é aquecido há altas temperaturas, mas abaixo do ponto de fusão; contudo, a energia fornecida é suficiente para gerar alterações microestruturais (4, 30). A evolução da microestrutura no ZTA pode ser bastante complexa, dependendo da composição do metal de base e dos fatores que determinam o ciclo térmico de soldagem. Em particular nos processos de fusão a arco elétrico, o processo de soldagem, a entrada de calor, o tipo de material e a condição

do material antes da soldagem são variáveis importantes que podem afetar o histórico térmico da ZTA e, portanto, as microestruturas resultantes (2, 28). Essas transformações também dependem da temperatura de pico e do tempo em que a região resfria entre 800 a 500 °C, parâmetro denominado $\Delta t_{8/5}$. A Figura 9 representa o diagrama de fase Ferro-Carbono e a ZTA em junta soldada de aço baixo carbono (2, 4, 8, 10). Na Figura 9 pode-se observar a repartição térmica de um processo de soldagem, onde representa a relação entre a distância da linha de centro do cordão e a temperatura de pico obtida na ZTA e as transformações na microestrutura relacionadas com o diagrama Fe-Fe₃C, admitindo que o equilíbrio termodinâmico seja atingido na ZTA.

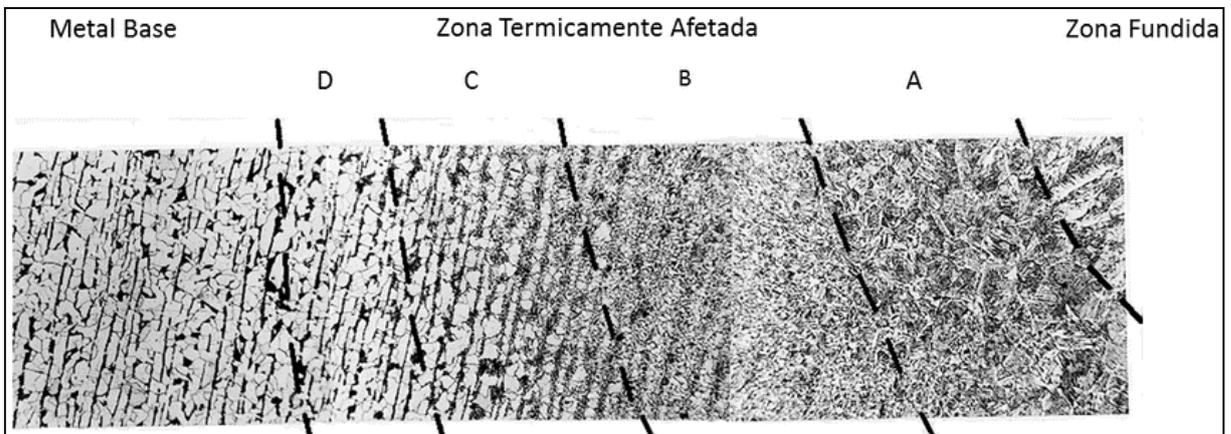
Figura 9 - Diagrama Fe-Fe₃C e ZTA de aço com 0.15%C



Fonte: Adaptado de Lippold (2)

As transformações microestruturais determinam as regiões da ZTA que são respectivamente: A - região de granulação grosseira (ZTAGG), B - região de refino de grão (ZTARG), C - região Intercrítica (ZTAIC) e D região subcrítica (ZTASC), conforme Figura 10 (2; 10).

Figura 10 - Estrutura da ZTA de um aço de baixo carbono. As divisões aproximadas correspondem a: A - Região de Granulação Grosseira, B - Região de Granulação Fina, C - Região Intercrítica e D - Região Subcrítica.



Fonte: Modenesi (32)

Localizada junto à linha de fusão e submetida a temperatura de pico superior a 1200°C, a região de granulação grosseira é caracterizada por um grande tamanho de grão austenítico. A microestrutura final desta região depende da composição química do aço e da sua velocidade de resfriamento após soldagem. Em função do aumento da temperabilidade esta região é caracterizada por uma microestrutura rica em constituintes aciculares como bainita e martensita. Assim, tende a ser a região mais problemática da ZTA, podendo apresentar dureza elevada, perda de tenacidade e ser um local comum para a formação de trincas. Nos processos de soldagem que apresentam alto aporte termico como a soldagem em arco submerso em tandem (TSAS) os grãos austeníticos tendem a ser maiores. Estes problemas são mais comuns para aços com teor de carbono mais elevado e para aços ligados (2, 10, 33, 34).

A região de granulação fina apresenta temperatura de pico variando entre 1200°C e a temperatura A_3 (910°C). Sua estrutura apresenta granulação fina, semelhante a de um material normalizado, não sendo, em geral, uma região problemática na ZTA dos aços, exceto para aqueles temperados e revenidos, onde ela pode apresentar menor resistência mecânica que o metal base (10, 22, 33).

Na região intercrítica, o material é aquecido, durante a soldagem, entre as linhas A_3 e A_1 (Diagrama Fe-C) e sofre uma transformação parcial, pois apenas parte de sua estrutura é transformada em austenita, que se decompõe em seguida durante o resfriamento. Em alguns casos, particularmente na soldagem multipasse,

constituintes de elevada dureza e baixa tenacidade podem se formar nesta região. Em aços com que apresentam uma estrutura de ferrita e perlita antes da soldagem, as regiões perlíticas (com cerca de 0,8% de carbono) e uma quantidade variável da ferrita junto à perlita se transformam em austenita durante a soldagem. No resfriamento, estas regiões que apresentam-se com um teor de carbono maior do que teor médio do aço, podem se transformar em martensita se a velocidade de resfriamento for suficientemente elevada (10, 22, 33).

A última região da ZTA, a chamada região subcrítica corresponde ao metal base aquecido a temperaturas inferiores a A_1 , por isso apresenta apenas pequenas alterações microestruturais visíveis ao microscópio óptico em aços na condição laminado a quente ou normalizado. Estas se resumem basicamente a uma pequena esferoidização da perlita. Já na soldagem de aços tratados termicamente, esta região pode sofrer um super-revenimento e ocorrer uma perda de resistência mecânica ou dureza (em relação ao metal base). Nestas condições, a região intercrítica é mais extensa e apresenta uma queda de dureza em relação ao metal base (10, 22, 33).

Assim, pode-se dizer que quanto menor a extensão e a granulometria da ZTA, menor a modificação desta estrutura e menor o seu risco de fragilização devido à formação de microestruturas frágeis e indesejáveis (35).

2.7 Efeitos das variáveis do processo de soldagem

Os parâmetros de soldagem controlam a taxa de deposição, a forma e qualidade do cordão de solda (5, 30). Estes desempenham um papel extremamente importante na determinação da qualidade de uma junta soldada, que pode ser avaliada em termos de geometria do cordão de solda, propriedades mecânicas e distorção. Além disso, os processos de soldagem podem ser automatizados estabelecendo relação entre os parâmetros do processo e a geometria do cordão de solda para prever e controlar a qualidade do cordão de solda (36, 37). A compreensão das propriedades do metal de solda, ZTA e da influência dos parâmetros são essenciais para elevar a qualidade do processo de soldagem e mitigar os custos envolvidos (5, 30).

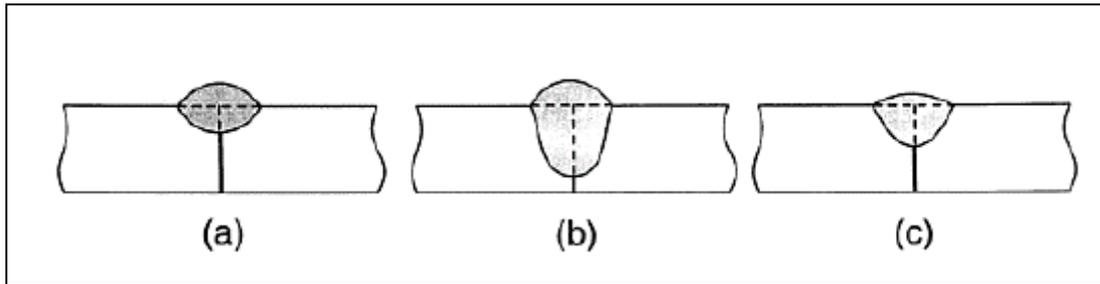
De acordo com Araújo (12), os parâmetros a serem considerados na soldagem por arco submerso podem ser aqueles pré-determinados como tipo e espessura do metal de base e propriedades requeridas para o metal de solda, além dos parâmetros decididos na fase inicial da produção, como tipo de equipamento, projeto da junta, posicionamento da peça e do arame, e os parâmetros essenciais, tais como corrente, tensão, velocidade de soldagem, polaridade, combinação arame-fluxo, diâmetro do arame, distância bico-peça ou extensão livre do eletrodo e distribuição do fluxo.

Os parâmetros de entrada de soldagem podem ser variáveis ou mantidos constantes (5, 10). As variáveis, na ordem aproximada de importância, são: corrente de soldagem; tensão do arco; velocidade de soldagem; largura e altura da camada de fluxo; ajustes mecânicos (37, 38). A variação em qualquer um desses parâmetros afetará a forma e penetração da solda, bem como a integridade do depósito de solda (1).

2.7.1 Corrente de soldagem

A corrente de soldagem controla os parâmetros como taxa de deposição, penetração e diluição, é a variável de soldagem mais importante. O aumento da corrente de soldagem aumenta a penetração, a fusão do arame, fluxo e taxa de fusão do metal. O efeito da variação da corrente no perfil do cordão de solda é mostrado na Figura 11. Soldagens realizadas com corrente excessivamente baixa tendem a ter pouca penetração e proporções de largura-profundidade mais altas. Enquanto que as soldagens feitas com uma corrente excessivamente alta terão penetração profunda, alta diluição, mais encolhimento e excesso de metal fundido, gerando um reforço excessivo. O reforço elevado pode aumentar a contração da solda e causar uma distorção. Ao contrário disto, uma corrente excessivamente baixa resultará num arco instável e fará com que a fusão seja incompleta ou a penetração inadequada (1, 5, 30, 38, 43).

Figura 11 - Efeito da variação na corrente de soldagem a) excessivamente baixa corrente. (b) corrente excessivamente alta. (c) corrente recomendada



Fonte: Modenesi (3)

A direção do fluxo de corrente também afeta o perfil do cordão de solda. A corrente pode ser direta com o eletrodo positivo (polaridade inversa), eletrodo negativo (polaridade direta) ou alternado. A polaridade inversa é mais comumente usada. Para um dado conjunto de condições de soldagem, a polaridade inversa produzirá cordões mais largos com maior penetração a uma taxa de deposição mais baixa do que a polaridade direta. A soldagem de polaridade direta contribuirá para que os cordões de solda sejam mais estreitos com menos penetração e mais acúmulo. Para a mesma corrente de soldagem, a taxa de deposição com polaridade direta é maior do que com polaridade inversa. Para soldagem com arco submerso recomenda-se o uso de polaridade direta, pois este tipo de polaridade diminui a formação de poros, melhor controle do formato e aparência do cordão de solda e maior penetração do cordão (1, 5, 12, 38, 40).

Em SAS, a densidade de corrente no arame também desempenha um papel importante no formato e penetração do cordão de solda. Arames de menor diâmetro com uma alta densidade de corrente produzirão cordões mais estreitos com penetração mais profunda do que arames de maior diâmetro. Em casos em que uma dada corrente pode ser conseguida com dois diâmetros de arames diferentes, o de menor diâmetro produzirá a taxa de deposição mais elevada. É indispensável que a corrente escolhida esteja dentro das faixas recomendadas para o diâmetro do eletrodo que será utilizado. A Tabela 3 auxilia a encontrar os valores que servem de referência para a soldagem de aços com baixo teor de carbono (1, 38).

Tabela 3 - Faixa de corrente de soldagem X diâmetro do arame

Diâmetro do Arame (mm)	Corrente (A)
2,4	120 – 700
3,2	220 - 1100
4,0	340 - 1200
5,0	400 - 1300
6,5	600 - 1600
8,0	1000 - 2500

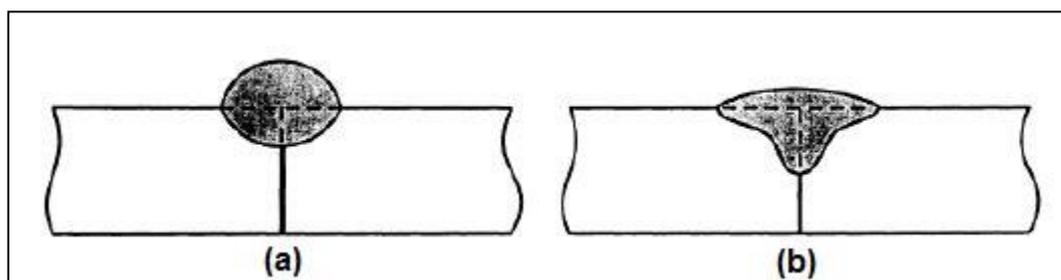
Fonte: ESAB (38)

2.7.2 Tensão do arco

Segundo o ASM Metals Handbook (1), assim como a corrente, a tensão de soldagem controla o comprimento do arco, o consumo de fluxo e as propriedades do metal de solda. A tensão do arco é usada para controlar o formato do cordão de solda e sua aparência externa. Aumentando-se a tensão do arco o comprimento do arco também aumenta, o que resulta em maior largura do cordão, dessa forma mais calor estará disponível para derreter o metal e o fluxo, e assim mais elementos de liga entram no metal de solda afetando a composição do metal de solda.

A tensão excessivamente alta produzirá uma solda côncava em forma de chapéu, que tem baixa resistência a rachaduras e uma tendência ao corte. Tensões mais baixas vão encurtar o comprimento do arco e aumentar a penetração. Uma tensão excessivamente baixa produzirá um arco instável e um cordão coroadado, que tem um contorno irregular no qual a remoção de escória será difícil. O efeito da magnitude da tensão do arco no formato do cordão de solda é apresentado na Figura 12 (1, 5,12, 39, 40).

Figura 12 - Efeito da variação na tensão de soldagem (a) tensão excessivamente baixa (b) tensão excessivamente alta



Fonte: Modenesi (3)

2.7.3 Velocidade de soldagem

A velocidade de soldagem controla principalmente o tamanho do cordão e a penetração. A medida que a velocidade de soldagem é reduzida, a entrada de calor por comprimento de junta aumenta, e a penetração e a largura do cordão aumentam. Velocidades de soldagem excessivamente baixas promovem cordões sujeitos à trincas e poças de fusão mais largas, resultando num cordão áspero e com possíveis inclusões de escória. Velocidades de soldagem excessivamente elevadas irão promover mordeduras, porosidade, trincas e cordões com formato não uniforme (1, 40).

2.7.4 Largura e altura da camada de fluxo

A largura e a altura da camada de fluxo granulado influenciam a aparência e a integridade do cordão de acabamento bem como na soldagem propriamente dita. Se a camada de fluxo for muito profunda, uma quantidade maior do que a normal de fluxo será derretida, resultando em cordões de solda que são mais estreitos do que o normal. Algumas imperfeições de superfície também podem aparecer porque os gases podem ser aprisionados pela camada de fluxo profundo. Se a camada de fluxo é muito rasa, a zona de soldagem não estará inteiramente submersa. Ocorrerão centelhamento e respingos; o cordão de solda terá uma aparência ruim e poderá apresentar porosidade (1, 30).

Para cada condição de ajuste de parâmetros de soldagem existe uma altura ótima de fluxo granulado. Essa altura pode ser estabelecida aumentando-se lentamente a quantidade de fluxo granulado até que o arco esteja submerso e que não ocorra mais centelhamento. Os gases, então, serão liberados sem turbulência em torno do arame de solda, algumas vezes havendo queima deles. O procedimento mais seguro é aplicar uma camada com largura três vezes superior à largura da poça de fusão. Em cordões largos pode ser necessário aplicar uma camada mais larga. Uma camada de fluxo que esteja restrita por limitadores muito estreitos interfere na fluidez lateral normal do metal de solda fundido, resultando em um reforço estreito, com altura desproporcionalmente maior que a largura e sem molhar convenientemente o metal de base (1, 38).

2.8 Fontes de descontinuidas no processo SAS

De acordo com o ASM Metals Handbook (1), apesar do processo SAS apresentar alta entrada de calor sob um cobertor protetor de fluxo, fato que diminui muito, mas não isenta a chance de descontinuidades de solda. Falta de fusão, entupimento de escória, fissuração por solidificação, trincas por hidrogênio ou porosidade são descontinuidades que ocasionalmente podem ocorrer.

A presença de descontinuidades na junta soldada pode levar a falhas catastróficas se não for detectada antecipadamente e a peça substituída ou a solda reparada. A solda pode suportar as condições de serviço mesmo com as descontinuidades, isso se estiverem dentro dos limites de aceitação por normas. Esses critérios de aceitação variam de acordo com os requisitos e aplicações de diferentes padrões. As descontinuidades de solda mais ocorrentes no processo SAS são descritos a seguir (30).

Falta de Fusão e/ou Penetração: A falta de fusão ocorre quando o metal de solda não consegue fundir em um lado da junta soldada, na raiz ou parede lateral da junta. Já a falta de penetração ocorre quando ambos os lados da junta não estão fundidos. Em geral, isso acontece quando se usa entrada de calor muito baixa, ângulo de chanfro muito pequeno ou limpeza insuficiente de superfícies oleosas (26). O tamanho do arame de soldagem deve ter o tamanho suficiente para obter o acesso necessário à raiz. O posicionamento inadequado do arame de solda pode também ser responsável por esse tipo de descontinuidade. Nesse caso, o metal de solda pode escorrer e prender a escória por baixo, ou se o cordão de solda for colocado afastado da borda a ser unido, o metal líquido pode não fundir junto com o material de base. Um reforço em forma de coroa, causado por uma baixa tensão de solda também pode contribuir para o aprisionamento de escória e a falta de fusão, isso por não permitir que o metal líquido se espalhe uniformemente (1).

Trincas de Solidificação: As trincas por solidificação são descontinuidades locais produzidas no estágio final de solidificação, quando o cordão de solda tem resistência insuficiente para suportar as tensões de contração geradas à medida que o conjunto de solda se solidifica. Geralmente, ocorre devido ao formato do cordão de solda, projeto da junta, ou escolha incorreta de consumíveis de soldagem (1). Citado

por Farhat (30), como o tipo mais grave de imperfeição que pode ser encontrada no metal de solda e na ZTA, porém é geralmente problema do primeiro (2). O formato da poça de fusão e o seu padrão de solidificação também influenciam a sensibilidade à fissuração. Condições de solidificação que levem ao crescimento dos grãos colunares para o interior da poça, favorecem o aparecimento de trincas. Essas condições ocorrem em cordões de elevada relação penetração/largura, com formato de sino ou de acabamento côncavo (3).

Trincas por hidrogênio: Considerado um dos maiores problemas de soldabilidade dos aços estruturais comuns, particularmente para processos de baixa energia de soldagem (3). Diferente da fissuração por solidificação, que aparece imediatamente após a soldagem, as trincas por hidrogênio é um processo retardado e pode ocorrer de várias horas a vários dias após a soldagem ter sido concluída (1). Ela pode ocorrer tanto na ZTA como na ZF. A trinca se forma quando o material está próximo da temperatura ambiente. Para minimizar esse tipo de descontinuidade, todas as fontes possíveis de hidrogênio presentes no fluxo, eletrodo ou junta devem ser eliminadas. O fluxo, eletrodo e placa devem estar limpos e secos (2). Segundo Modenesi (3), durante a soldagem, o hidrogênio proveniente de moléculas de material orgânico e umidade que são dissociadas no arco é absorvido pela poça de fusão, ficando em solução na solda após a solidificação. O hidrogênio difunde-se rapidamente no aço, atingindo regiões da ZF e, principalmente, da ZTA cuja microestrutura é fortemente fragilizada pela sua presença. Microestruturas de elevada dureza, em particular a martensita, são mais sensíveis à fissuração pelo hidrogênio.

Mordedura: É um sulco irregular localizado na ponta da solda adjacente ao metal de base. É uma descontinuidade mais comum no processo de soldagem por arco e é causada por alta tensão de arco com preenchimento insuficiente, devido a baixa corrente ou alta velocidade de soldagem. Ocorre quando a taxa de deposição e o reforço são reduzidos devido a uma rápida velocidade de soldagem. O ângulo de reforço da solda irá diminuir como resultado disto, e um cordão de solda mais íngreme será formado. Isto criará uma força de tensão superficial sobre o metal fundido ao longo da direção da superfície na qual o cordão de solda é íngreme. Como resultado disto, o metal fundido extrairá das bordas para o centro do cordão de solda, resultando em rebaixamento nas bordas do cordão quando o metal fundido solidifica (30).

Desalinhamento do Cordão de Solda: É o desvio da posição correta e/ou alinhamento da junta. Isso resulta de uma má preparação da junta de solda ou de uma má fixação do componente de montagem antes da soldagem causando uma variação na forma e espessura da junta soldada. Uma má preparação da junta de solda resulta frequentemente numa má penetração, especialmente se mais de um passe de solda for realizado. Esta descontinuidade pode ser aceitável se houver penetração suficiente entre os cordões de solda. No caso de um ajuste deficiente do componente, a solda pode ser aceitável se qualquer carga na estrutura resultante deste desalinhamento for aceitável (30, 38).

Porosidade: É uma cavidade no metal de solda causada pelo congelamento de gases liberado do tanque de solda à medida que se solidifica. Resulta do arrefecimento rápido, em que os gases não terão tempo suficiente para escapar, dessa maneira eles estão presos no metal de solda. A porosidade pode assumir várias formas (30).

3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.1 Metal de base

O material estudado neste trabalho foi o aço estrutural ASTM A1018 SS 36 T2 cuja composição química e propriedades mecânicas são apresentadas nas Tabelas 4 e 5, respectivamente.

Tabela 4 - Composição química

C	Mn	Si	P	S	Al	Cr	Mo	Ni	Outros	CE
0,16	0,89	0,19	0,016	0,007	0,038	0,01	0,01	0,01	0,073	0,312

Fonte: Adaptado de Gerdau, 2014

Tabela 5 - Propriedades mecânicas

LE	LR	LE/LR	Along.
302 Mpa	460 Mpa	0,66	49%

Fonte: Adaptado de Gerdau, 2014

Os dados acima foram obtidos do certificado de qualidade fornecido pelo fabricante das bobinas de aço.

3.2 Metal de adição

Conforme estabelecido pela EPS 005/07 (Anexo 1), o fluxo utilizado foi OK FLUX 10.81 de fabricação ESAB, apresentando a classificação AWS A5.17-07 ou ASME SFA5.17. Esse tipo de fluxo é definido pelo ASME/AWS como o que contém pequenas quantidades de manganês, silício ou ambos, adicionados ao fluxo para melhorar a resistência à porosidade e a trincas causadas pelos contaminantes no metal de base e/ou dele provenientes, classificado também como fluxo ativo. Frequentemente, o uso desses fluxos está restrito a peças com espessuras de até 25 mm, sendo aplicável a soldas com passe único ou com poucos passes. Nas Tabelas 6 e 7 são apresentados a composição química do metal depositado esperado pelo fabricante e propriedades mecânicas do fluxo, respectivamente.

Tabela 6 - Composição química do metal depositado esperado pelo fabricante

C	Mn	Si	P	S	Cu
0,060	1,650	1,200	0,014	0,018	0,110

Fonte: Adaptado de ESAB, 2016

Tabela 7 - Propriedades mecânicas do fluxo

LE	LR	Along.
570 Mpa	480 Mpa	32%

Fonte: Adaptado de ESAB, 2016

O arame de soldagem utilizado, também definido pela EPS 005/07, foi o OK 12.10C de fabricação ESAB com diâmetros de 3,2 mm para a solda externa (parâmetro diferente da EPS) e 2,4 mm para a solda interna, de classificação AWS A5.17 EL12. A composição química destes arames são informadas na Tabela 8.

Tabela 8 - Composição química dos arames de solda

	C	Mn	Si	P	S	Cu
Externo	0,07	0,46	0,04	0,02	0,02	0,09
Interno	0,07	0,45	0,04	0,02	0,02	0,08

Fonte: Adaptado de ESAB, 2016

3.3 Equipamentos

Para soldagem foi utilizada a Fábrica Móvel de Tubos Helicoidais – FAMTHE, desenvolvida e fabricada pela empresa MEMPS, instalada em São Luís – MA. A máquina produz tubos com costura helicoidal por soldagem por arco submerso (SAS) em campo. O equipamento produz tubos a partir de bobinas de aços com diversos diâmetros que variam de 600 a 3000 mm, espessuras de 6 a 16 mm e comprimentos que variam de acordo com a necessidade para o qual se destina a tubulação.

O processo de fabricação de tubos pela FAMTHE consiste em configurar a máquina para o ângulo correspondente ao diâmetro pretendido, a partir do ajuste da calandra que efetuará a conformação da tira de aço. Em seguida, a bobina é instalada no desbobinador onde a chapa de aço é puxada para realizar o esquadrejamento e corte da ponta, logo depois ela adquire o formato espiral de tubo dando início a fabricação. Simultaneamente são realizadas leituras do diâmetro interno, caso seja identificado alguma incorreção no diâmetro pretendido, é feito o ajuste da calandra.

Juntamente com o processo de correção é feita a verificação do posicionamento dos eletrodos interno e externo. Após a primeira volta do tubo inicia-se o processo de soldagem. Finalmente, quando o tubo atingir o comprimento desejado ele é cortado e removido do equipamento quando então é submetido à inspeção não destrutiva por ensaio visual de solda e ensaio por líquido penetrante a fim de verificar a presença de descontinuidades e a conformidade com os critérios de qualidade exigidos pelas normas de referência de fabricação.

São efetuadas duas soldas com dois arames operando simultaneamente, sendo um deles interno e outro externo, porém ambos em passe único. Por esta razão, são utilizadas duas fontes independentes, podendo assim ajustar-se os parâmetros de tensão e corrente em cada uma das soldas de forma independente. Para deposição do passe interno e externo foram utilizadas as fontes, Lincoln Electric Idealarc DC 1000 e Esab LAE 1250 BR, respectivamente, conforme Figura 13.

Figura 13 - Fontes utilizadas



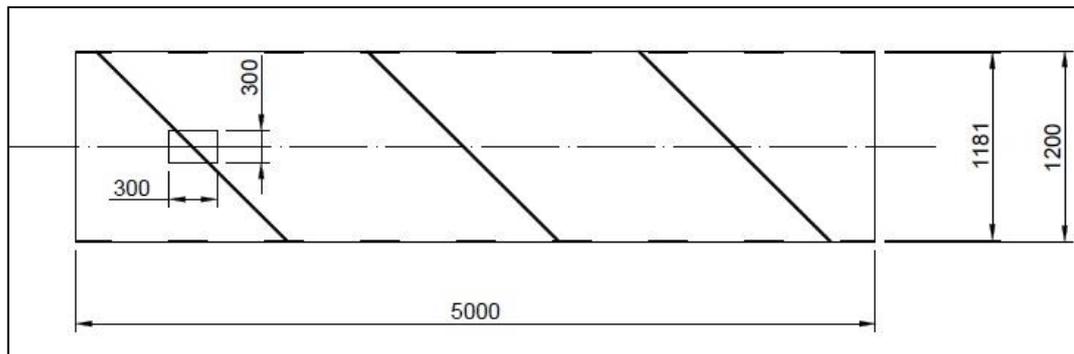
Fonte: (a) Adaptado de Lincoln Electric, disponível em: [http://www.lincolnelectric.com/en-us/equipment/Pages/product.aspx?product=k1386-3\(LincolnElectric\)](http://www.lincolnelectric.com/en-us/equipment/Pages/product.aspx?product=k1386-3(LincolnElectric)) e (b) Adaptado de Westermans, disponível em: <http://www.westermans.com/esab-lae-1250-welding-power-source.aspx>

3.4 Execução do processo de soldagem

Seguindo a Especificação de Procedimento de Soldagem - EPS 005/07, elaborada pela empresa MEMPS, foram confeccionados três tubos soldados em espiral, pelo processo a arco submerso (SAS) – com dois arames, com bobinas de aço-carbono de classificação ASTM A-1018. No projeto da junta utilizou-se junta de topo com abertura de raiz de aproximadamente 3 mm. Não houve tratamento térmico pós soldagem.

Foram utilizadas duas bobinas de chapas, uma com 12,5 mm de espessura e uma com espessura de 16 mm para a execução dos experimentos, cada uma medindo 1200 mm de largura. Dessa forma, foram fabricados três tubos com diâmetro externo nominal de 1200 mm e comprimento de cinco metros. Um esquema dos tubos fabricados está representado na Figura 14.

Figura 14 - Esquema tubo teste



As soldas foram executadas em posição plana (1G), com as tochas de soldagem permanendo estacionárias enquanto o tubo girava. A solda interna foi realizada primeiro (na posição 6 horas), com o avanço da soldagem, a solda externa (posição 12 horas) é realizada no mesmo ponto sendo esta pré-aquecida pelo passe interno. A diferença entre as soldas internas e externas é de aproximadamente 180 graus.

A principal diferença entre o processo de fabricação dos tubos fabricados foi a velocidade de soldagem, uma variável que altera significativamente o efeito térmico do “heat input” (H) ou Aporte de calor. Os demais parâmetros permaneceram inalterados para as três velocidades, para assim reduzir o número de influências no estudo, e focar apenas na cinética da soldagem (Velocidade de Soldagem). Os

parâmetros de soldagem utilizados nas amostras V1, V2 e V3 estão apresentados na Tabela 9.

Tabela 9 - Parâmetros de soldagem (externa e interna)

Solda Externa				
	Tensão (V)	Corrente (I)	Vel. de Soldagem (mm/min)	Energia de Soldagem (J/mm)
Amostra V1 (12,5mm)	36	650	800	1755
Amostra V2 (16,0mm)			1200	1170
Amostra V3 (12,5mm)			1600	877,5
Solda Interna				
	Tensão (V)	Corrente (I)	Vel. de Soldagem (mm/min)	Energia de Soldagem (J/mm)
Amostra V1 (12,5mm)	36	550	800	1485
Amostra V2 (16,0mm)			1200	990
Amostra V3 (12,5mm)			1600	742,5

3.5 Retirada das corpos de prova

Em cada um dos tubos fabricados foi retirado uma amostra de dimensões 300,0 mm X 300,0 mm para posterior confecção dos corpos de prova e realização dos ensaios de macroscopia, microscopia óptica (MO), composição química pelo método de espectrometria de emissão óptica (EEO) e dureza. A Figura 15 representa a amostra inicial após corte do tubo teste.

Figura 15 - Corte de amostra inicial



As amostras foram identificadas com as siglas V1, V2 e V3 que fazem referência as velocidades adotadas em cada uma das soldagens realizadas, sendo as mesmas 800 mm/min, 1200 mm/min e 1600 mm/min respectivamente.

Os corpos de prova (CP) para os ensaios e análises foram retirados por corte em serra fita refrigerada, assegurando um corte sem gerar calor suficiente para não ocorrer qualquer tipo de mudança microestrutural. Após o corte, os CPs foram usinados num torno para chegarem às dimensões finais. Os CPs retirados para a micrografia, macrografia, espectrometria de emissão óptica e microdureza foram únicos. A quantidade de CP é descrita na Tabela 10 .

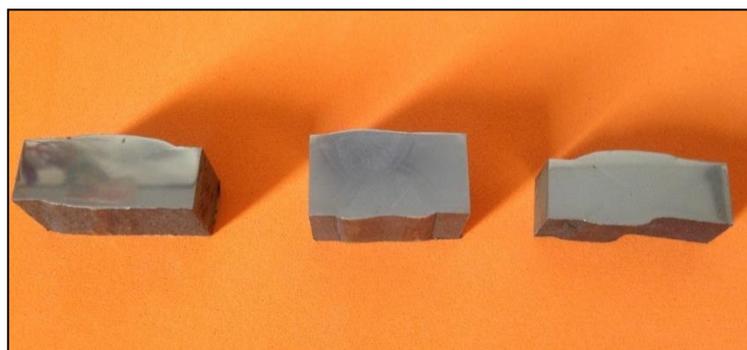
Tabela 10 - Quantitativo de corpos de prova

Tipo de Ensaio	V1	V2	V3	Total
MO/Macro/EEO/Dureza	2	2	2	6

3.6 Microscopia óptica

A preparação dos corpos de prova para ensaio metalográfico foi efetuado inicialmente com o corte perpendicular ao cordão de solda. Em seguida, efetuou-se o lixamento com lixas nas granulometrias de sequência de #100, #180, #220, #320, #400, #600 e #1200. Após essa etapa foi realizado o polimento utilizando pastas abrasivas de alumina com granulometrias e sequência de 3 μm e 1 μm , seguido de ataque químico por imersão com reagente Nital 3% de concentração durante 15 segundos. Finalmente os corpos de prova foram lavados com água destilada e álcool, e secados com o auxílio de um soprador térmico. A Figura 16 apresenta as amostras após preparadas.

Figura 16 - Corpos de prova após preparação metalográfica



A observação das regiões da solda para caracterização das microestruturas presentes no cordão de solda foi realizada no microscópio óptico de marca Zeiss Axio Observer (Figura 17) com aumentos nas magnitudes de 100X, 200X, 500X e 1000X.

Figura 17 - Microscópio óptico Zeiss Axio Observer



Fonte: Adaptado de Zeiss, disponível em: <https://www.zeiss.com/microscopy/int/products/light-microscopes/axio-observer-for-materials.html>

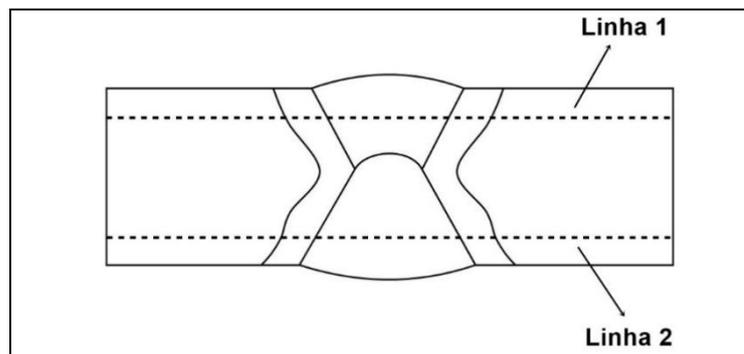
3.7 Ensaio de dureza

Os corpos de prova utilizados para a determinação do perfil de dureza foram os mesmos utilizados na caracterização microestrutural por microscopia óptica. O ensaio de dureza Vickers foi realizado num microdurômetro Emcotest Durascan Modelo G5 (Figura 18), com carga de 300 g, tempo de carga de 10 s e distância entre os pontos de indentação de 0,3 mm.

Figura 18 - Microdurômetro Emcotest

Fonte: Adaptado de Emcotest, disponível: <https://www.emcotest.com/en/products-services/hardness-testing-machines/durascan-g5/>

O ensaio foi realizado seguindo critérios da norma ASTM E384 (41). As medições foram realizadas na seção transversal do corpo de prova soldado, com o objetivo de mapear o perfil de dureza nas diferentes regiões do material (MB, ZTA e ZF). As linhas 1 e 2 correspondem ao conjunto de pontos de indentações realizadas na solda externa e interna respectivamente, conforme apresentado na Figura 19.

Figura 19 - Perfil de microdureza adotado - pontos de indentação

O sentido da indentação foi do metal de base para o metal de solda. Para as amostras V1 e V3 (espessura de 12,5 mm), as medidas foram realizadas com distancia de 1,5 mm da borda da amostra. Já a amostra V2 (espessura de 16 mm) a distância utilizada foi de 2,5 mm.

3.8 Ensaio de espectrometria de emissão óptica

Para o ensaio de composição química do metal de solda foi utilizado a espectrometria de emissão óptica com fonte de centelha de marca Spectromax (Figura 20). O ensaio foi contratado e realizado pela empresa Simisa. O objetivo do ensaio foi avaliar a diluição no cordão de solda. As amostras utilizadas foram as mesmas do ensaio de microscopia óptica.

Figura 20 - Espectrômetro de emissão óptica por centelha



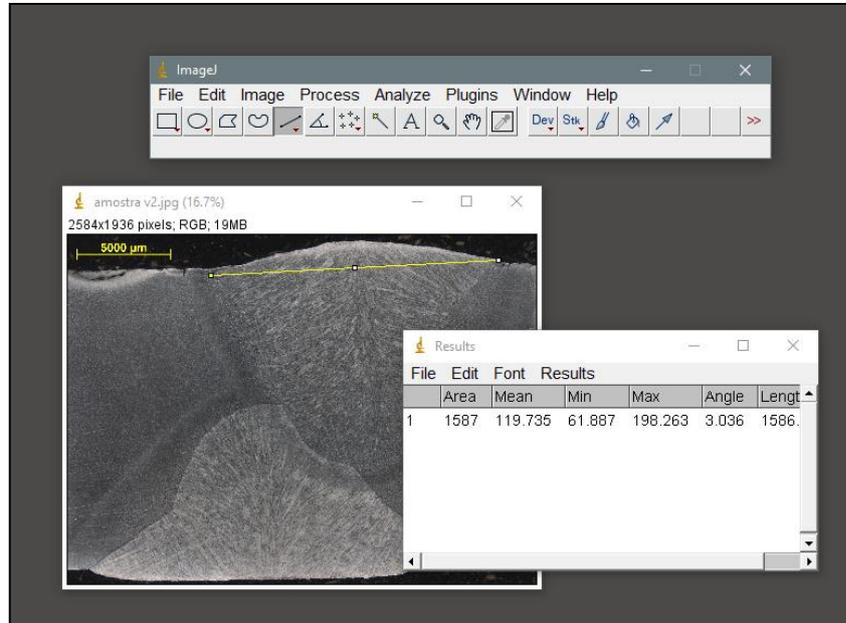
Fonte: Adaptado de Fundação Carajás, disponível em:
<http://www.fcarajas.com.br/images/spectromax.png>

3.9 Medição das características geométricas do cordão de solda

Para efetuar as medidas das características geométricas do cordão de solda foram efetuadas duas imagens de macrografia de cada amostra. Uma imagem no início da placa e outra no final onde foram identificadas, respectivamente, como Amostra A e Amostra B.

As medidas das imagens utilizadas no desenvolvimento desse trabalho foram realizadas no programa de análise e tratamento de imagens ImageJ (Figura 21) (42).

Figura 21 - Layout do software ImageJ



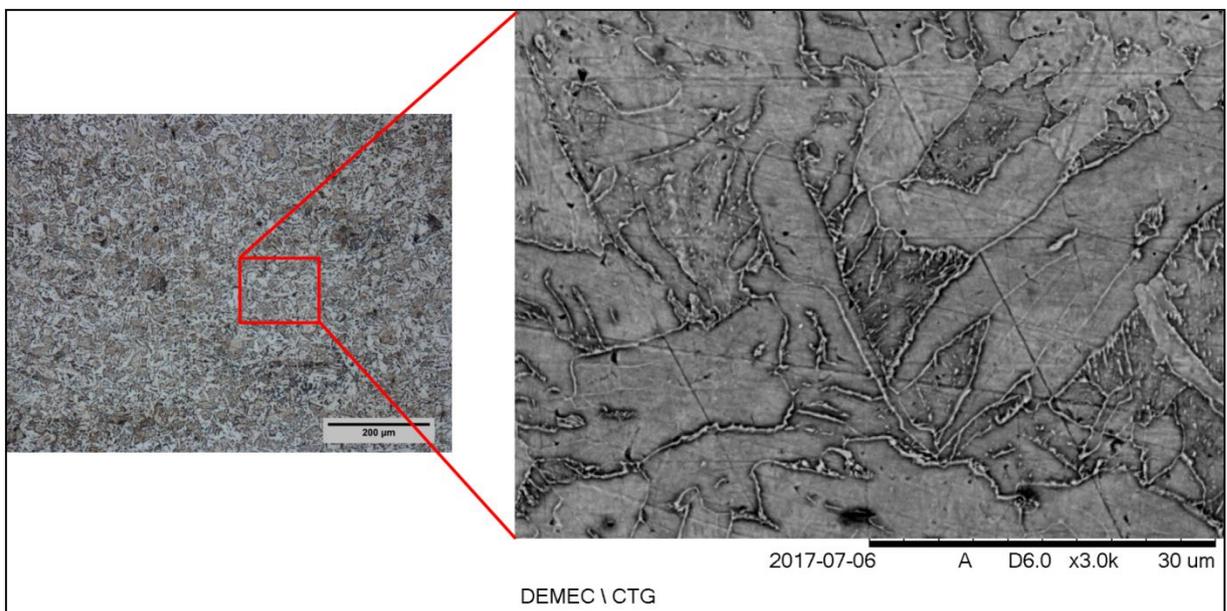
A estimativa de tamanho da ZTA foi realizada em duas macrografia de cada parâmetro. Sendo que foi medido na mesma faixa de ZTA em cada corpo de prova, para a Amostra V1 e V3, medidas a 1,5 mm da superfície e para Amostra V2, medidas a 2,5 mm da superfície.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Metal de base e carbono equivalente

A Figura 22 apresenta a microestrutura do aço ASTM A-1018, utilizado como metal de base dos corpos de prova. Observa-se uma microestrutura fina constituída de grãos ferríticos e perlíticos, o que condiz com o observado na literatura (39).

Figura 22 - Microestrutura do Metal de Base



De acordo com a Equação 3 e os dados de composição química do aço contidos na Tabela 4, o carbono equivalente corresponde a 0,312%. Como o metal de base dessa pesquisa apresenta CE entre 0,15% e 0,35% não se faz necessário tratamento térmico pós soldagem.

4.2 Análise da macrografia dos cordões de solda

4.2.1 Amostras V1 e V3

Não foram detectados descontinuidades de soldagem do tipo mordeduras, porosidades e/ou trincas em ambas as amostras, sendo o desalinhamento entre os cordões interno e externo a única descontinuidade claramente observada. O desalinhamento entre os cordões é um problema que requer atenção por ter

adicionado a esse fato há ausência de sobreposição entre as soldas internas e externas e a falta de fusão, pois amplifica as tensões internas, contribue para a formação de trincas e para o envelhecimento precoce do cordão de solda. Fazzini et al. (44) relaciona o desalinhamento e falta de fusão como características típicas de fonte de propagação de trincas que podem levar a fratura.

Com o aumento de 100% da velocidade de soldagem (passando de 800 mm/min para 1600 mm/min) houve um crescimento do comprimento da falta de penetração entre os cordões interno e externo, de aproximadamente 26% para a Amostra A e apenas 5,5% para Amostra B, conforme Tabela 11.

Tabela 11 - Medidas do cordão de solda Amostra V1 e V3

Medidas Macrografia – Amostra A					
Amostras	Largura (mm)	Profundidade (mm)	Comprimento da falta de penetração (mm)	Área de Penetração (mm ²)	Área de Reforço (mm ²)
Amostra V (12,5 mm)	Externo	21,31	7,04	0,73	76,33
	Interno	12,00	5,32		40,01
Amostra V3 (12,5mm)	Externo	20,35	6,90	0,92	68,64
	Interno	13,03	5,01		37,33
Medidas Macrografia – Amostra B					
Amostras	Largura (mm)	Profundidade (mm)	Comprimento da falta de penetração (mm)	Área de Penetração (mm ²)	Área de Reforço (mm ²)
Amostra V (12,5 mm)	Externo	20,15	6,47	1,47	67,92
	Interno	12,59	4,26		38,03
Amostra V3 (12,5mm)	Externo	20,27	6,43	1,55	63,21
	Interno	13,23	4,53		31,70

Figura 23 - Macrografia do cordão de solda do corpo de prova V1 (800 mm/min)

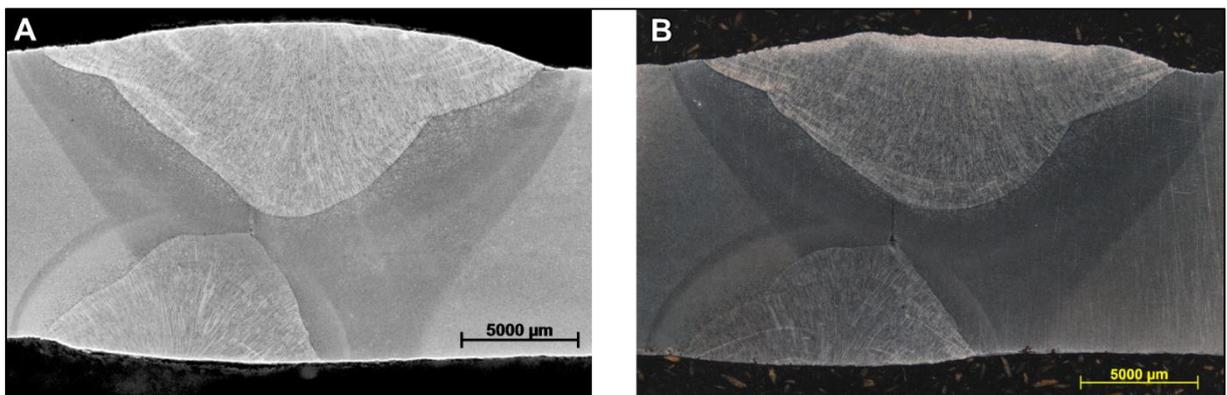
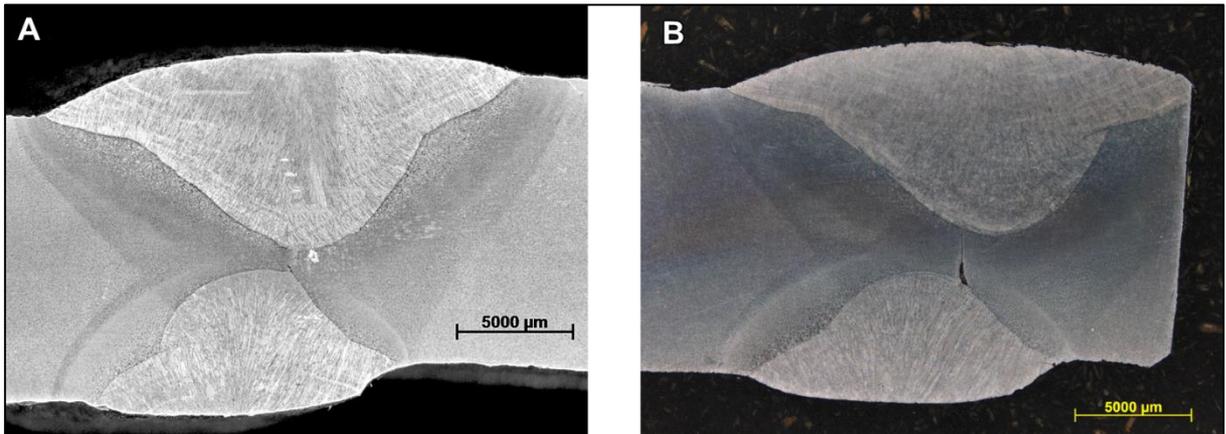


Figura 24 - Macrografia do cordão de solda do corpo de prova V3 (1600 mm/min)



O aporte térmico (Tabela 9) dos cordões internos e externos são diferentes uma vez que apresentam correntes de soldagem distintas. A diferença entre a área de penetração e reforço está diretamente ligada ao fato de possuírem essa diferença de entrada de calor, conforme pode-se observar na Tabela 12. Além disso, a corrente é um dos parâmetros mais importantes e fonte de interação com diversas medidas da geometria do cordão de solda. De acordo com o trabalho de Kumar e Gupta (45), vários autores reforçam a afirmativa de que a corrente é o parâmetro mais importante dentre os parâmetros de soldagem no processo por arco submerso.

Tabela 12 - Diferença entre áreas penetração e reforço do cordão interno e externo

Amostra A		
Amostras	Área de Penetração (mm ²)	Área de Reforço (mm ²)
Amostra V1	52,42%	18,89%
Amostra V3	54,39%	47,84%
Amostra B		
Amostras	Área de Penetração (mm ²)	Área de Reforço (mm ²)
Amostra V1	56,00%	24,94%
Amostra V3	50,15%	61,54%

O comprimento da falta de penetração é uma medida que apresentou uma variação considerável entre as amostras V1 e V3 e as Amostras A e B (Figura 23 e 24). As medidas de penetração e largura são relativamente iguais quando comparada a amostra com os mesmos parâmetros e entre as amostras do início e final da chapa, tendo uma redução perceptível para os cordões internos entre das Amostras A e Amostra B, como pode ser confirmado na Tabela 11. No entanto, quando se faz uma relação entre os cordões na mesma amostra (interno e externo) percebe-se uma

diferença significava entre as medidas de reforço, largura, penetração e consequentemente de áreas de penetração e reforço, fato associado a diferença de corrente de soldagem e diâmetro do arame que diminui a deposição e penetração no cordão de solda.

Nota-se que os valores das áreas de reforço e penetração sofrem variações que seguem uma relação de que a redução da área de penetração e aumento da área de reforço estão intimamente relacionado ao aumento de velocidade quando se compara a junta completa (cordão interno e externo ao mesmo tempo). Quando se relaciona cordão interno e externo, os principais parâmetros responsáveis por essas alterações são a corrente de soldagem e o diâmetro do arame que influenciam em conjunto o aporte térmico, como era esperado. Dessa forma, pode-se afimar que a diferença do diâmetro do arame também é um fator importante que influenciou esses resultados. O uso de arames com diferentes diâmetros está associado as fontes de soldagem apresentam características distintas por não serem produzidas pelo mesmo fabricante, o que reduz a repetibilidade do processo de soldagem. Outro fato, pode está relacionado a execução desigual do processo de soldagem. Fahrat (30) também obteve esse mesmo efeito, pelo menos na redução da área de penetração, quando se aumentou a velocidade de soldagem nos seus experimentos. Roy et al. (46), chegou a essa mesma conclusão no que se refere ao comportamento da penetração, reforço, a largura do cordão com o aumento da corrente, ao aumentar a corrente de soldagem esses parâmetros também aumentam em proporção.

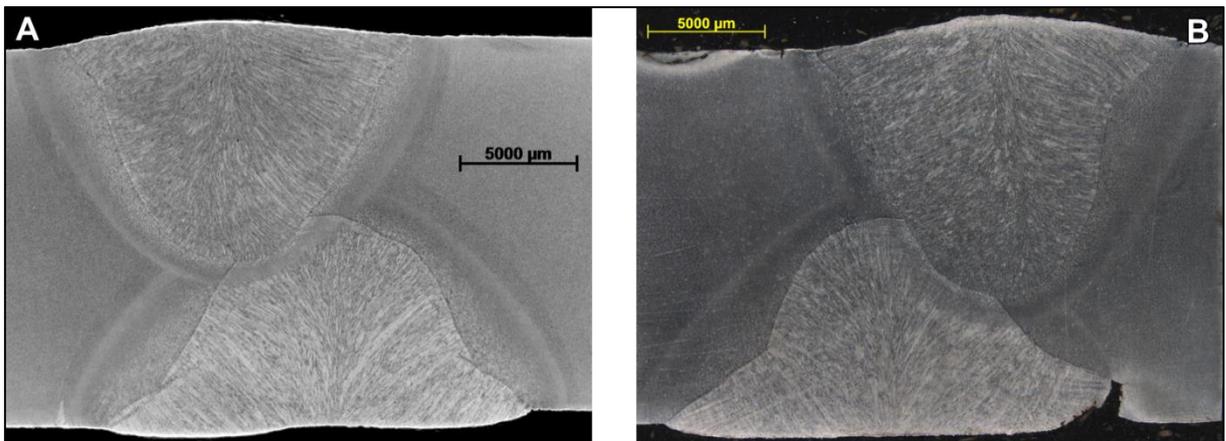
Ainda em relação ao aporte térmico, a corrente de soldagem se mostra a mais importante e com maior influência na penetração do que a velocidade de soldagem.

4.2.2 Amostra V2

A Amostra V2, Figura 25, que corresponde a velocidade intermediária do processo estudado, apresenta visualmente a melhor resultado entre os parâmetros utilizados. Apesar da espessura ser distinta das Amostras V1 e V3, correspondendo à 16 mm, o aporte de calor em ambos os cordões foi suficiente para que houvesse sobreposição entre eles, o que não foi observado nas demais amostras, mesmo com certo nível de desalinhamento.

Na Amostra V2 do final da chapa (Amostra B), observa-se uma descontinuidade caracterizada como mordedura no cordão interno. A mordedura apresentada causa redução na resistência a impacto da junta (47). Essa mordedura pode ser mitigada se houver seleção adequada da disposição das soldas, da sequência de montagem do componente ou estrutura e uso de parâmetros adequados (32).

Figura 25 - Macrografia do cordão de solda do corpo de prova V2 (1200 mm/min)



O aumento de 50% na velocidade de soldagem (de 800 mm/min para 1200 mm/min), resultou num aumento da qualidade da geometria dos cordões de solda, demonstrado pela fusão completa, maior penetração e similaridade entre eles. As medidas de profundidade e largura de ambos cordões nessa amostra são semelhantes, com uma variação máxima de 4,35 mm na largura e 2,39 mm na profundidade. Na área de penetração há uma diferença de apenas 2,75 % do cordão interno em relação ao externo para a Amostra V2 para o grupo A e 4,5% para o grupo B, como pode ser verificado pela Tabela 13. A alteração do nível de energia em 180 J/mm, não causou grandes diferenças entre os cordões interno e externo.

Tabela 13 - Medidas do cordão de solda Amostra V2

Medidas Macrografia – Amostra A						
Amostras		Largura (mm)	Profundidade (mm)	Comprimento da falta de penetração (mm)	Área de Penetração (mm ²)	Área de Reforço (mm ²)
Amostra V2 (16 mm)	Externo	14,92	9,43	-	89,68	7,47
	Interno	17,98	8,72		92,21	8,19
Medidas Macrografia – Amostra B						
Amostras		Largura (mm)	Profundidade (mm)	Comprimento da falta de penetração (mm)	Área de Penetração (mm ²)	Área de Reforço (mm ²)
Amostra V2 (16 mm)	Externo	14,70	11,12	-	96,74	11,54
	Interno	19,05	8,73		92,59	9,90

4.2.3 Avaliação da macrografia

Através da análise das macrografias (Figura 23 a Figura 25), é possível perceber que os cordões de solda interno e externo em todas as amostras encontram-se desalinhados, sendo esta uma característica relativa ao processo de soldagem pelo equipamento FAMTHE. O desalinhamento devido a geometria com que o aço é conformado para adquirir o formato para costura em espiral foi demonstrado nos estudos de Minnebruggen et al. (48) através do método de elementos finitos. Esse tipo de descontinuidade também é comum em soldagens circunferenciais, de acordo com Hertelé (49). Outro fator que pode ser responsável pelo desalinhamento dos cordões de solda é a ausência de fixação da chapa antes da realização da soldagem.

Fazzini et al. (44) em seu trabalho sobre avaliação de fadiga nos tubos soldados em espiral identificou o problema de desalinhamento entre as soldas interna e externa, e as consequências que esse problema pode desencadear sobre a concentração de tensão. Já para Farhat (30), o desalinhamento entre os cordões de solda podem causar redução na resistência a impacto. Porém, em alguns casos essa falta de alinhamento é considerada aceitável a depender da aplicação. Kibey et al. (50), estudou o efeito dessa descontinuidade em aços X60 e X80, e os resultados indicaram que ele tem influência significativa na capacidade de deformação a tração para os estados de limite plástico e fratura.

Com relação as diferenças entre o cordão interno e externo, pode-se afirmar que a corrente é o parâmetro mais importante, porém o uso de arames com diâmetros

diferentes contribuiu significativamente para essa variação de área no cordão de solda. A diferença entre os cordões internos e externo já era esperado. No entanto, a Amostra V2 surpreendeu ao apresentar grande similiaridade entre ambos os cordões. Deshmukh (37) demonstrou a sensibilidade da corrente, tensão e velocidade de soldagem através do Método de Taguchi para otimização de parâmetros. Assim, pode-se observar a alteração da velocidade e corrente causam um efeito positivo até certo limite, Fahrat (30) obteve resultado semelhante as referências apresentadas ao efetuar alterações na velocidade de soldagem.

Pode-se afirmar, a partir da observação das macrografias, que o processo não é de todo homogêneo ao longo do cordão. O aumento do comprimento da falta de penetração entre os cordões das amostras V1 e V3 sugere essa falta de homogeniedade ao longo da extensão do cordão.

Considera-se que esse aumento significativo da velocidade de soldagem e a diferença entre o aporte térmico interno e o externo, principalmente pela diferença entre a corrente interna e externa, causaram um efeito negativo na geometria do cordão de solda, uma vez que as dimensões dele estão correlacionados com parâmetros de soldagem, um aumento na velocidade de soldagem diminui substancialmente a entrada de calor, reduzindo assim todos os parâmetros do cordão de solda. (51). Entretanto, atingiu equilíbrio na velocidade intermediária. Como esperado, o aumento de velocidade reduz a entrada de calor, e conseqüentemente diminui a deposição do metal de solda e as medidas da geometria do cordão. Esse comportamento foi identificado por Ghosh (43) em seu trabalho sobre os efeitos dos parâmetros de entrada na geometria do cordão de solda.

Finalmente, é importante enfatizar que a geometria do cordão de solda é a primeira indicação de qualidade de uma junta soldada. Controlar a geometria, se torna importante para minimizar a susceptibilidade à fissuração das soldas, e posteriormente falha das mesmas (52, 53). As diferenças na geometria apresentadas não determinam por si só a qualidade da solda efetuada. Devem-se considerar todos os parâmetros diretos e indiretamente envolvidos ao processo de soldagem com o equipamento FAMTHE.

4.3 Caracterização microestrutural da zona fundida

A avaliação da área do metal de solda é de suma importância, pois é considerado a região da junta soldada que apresenta uma grande preocupação, por em alguns casos apresentar valores de tenacidade inferiores ao metal de base (54, 55). Jorge et al. (54), estudou a influência do aumento do aporte térmico sobre as propriedades mecânicas e microestruturais em aço C-Mn e obteve resultados que permitiram inferir que o aumento da energia de soldagem teve como consequência a redução de ferrita acicular acompanhada do aumento da ferrita primária e de agregados ferrita-carbonetos.

A análise de microscopia óptica revalidou a complexidade de microestruturas que podem estar presentes no cordão de solda de aços de baixo carbono, que em geral é composta por ferrita (e suas diferentes morfologias) e perlita (3). Observou-se uma característica marcante no metal de solda usado neste trabalho que são as diferenças de microestruturas que avançam da zona fundida, para ZTA e metal de base presente nos cordões de solda de aço carbono e aços baixa liga conforme discutidas por Lippold (2), Modenesi (32), Albuquerque et al. (56) e Mohammadijoo et al. (57).

A Figuras 26 a Figura 28 apresentam as microscopias das microestruturas encontradas no cordão de solda das três amostras, com aumento de 200X.

Figura 26 - Micrografia do cordão de solda da Amostra V1– (A) cordão interno e (B) externo

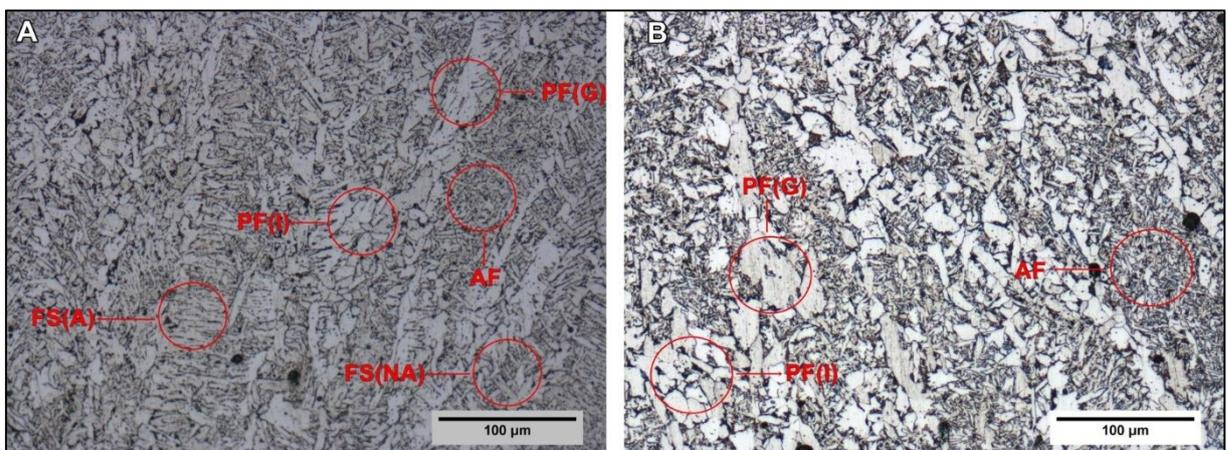


Figura 27 - Micrografia do cordão de solda da Amostra V2 – (A) cordão interno e (B) externo

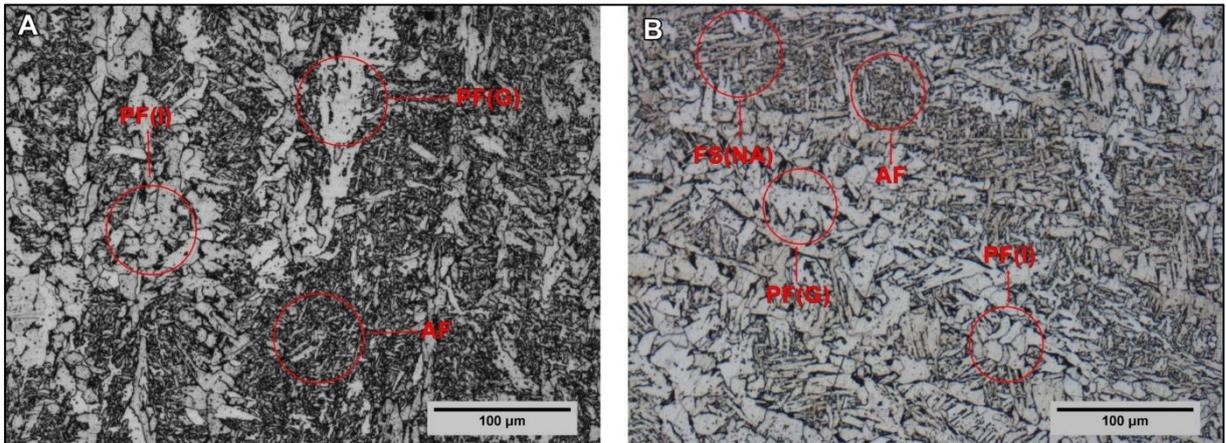
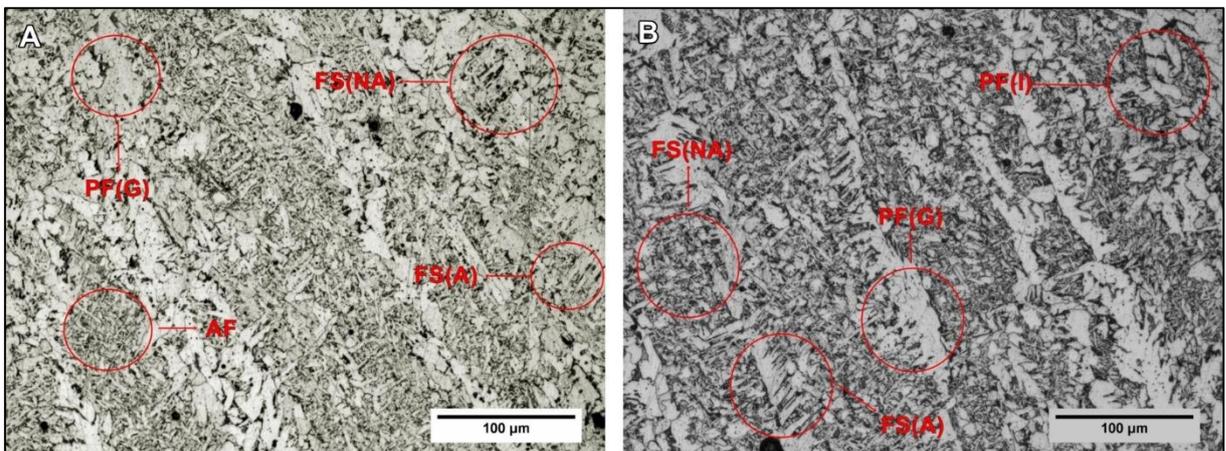


Figura 28 - Micrografia do cordão de solda da Amostra V3 – (A) cordão interno e (B) externo



As principais microestruturas identificadas no cordão de solda são (PF(G); PF(I); FS(NA); FS(A) e principalmente o microconstituente AF, o que condiz com os componentes microestruturais encontrados na zona fundida de aços carbono soldados pelo processo a arco em um único passe, conforme literatura consultada (2, 10, 32, 43). As propriedades mecânicas dos aços estão fortemente ligadas às suas microestruturas. Taxas de resfriamento maiores levam à redução dos grãos de ferrita e conseqüentemente ao aumento da resistência mecânica, enquanto taxas de resfriamento lentas levam à formação de ferrita primária que diminuem essa propriedade, pois possuem baixa resistência à propagação de trincas (54, 55). No trabalho de Silva et al. (59), os microconstituintes ferrita com segunda fase alinhada FS(A) e ferrita de contorno de grão PF(G) são definidos como as microestruturas a serem evitadas no metal de solda.

De acordo com De Paris (60), Lan et al. (61), Peng (62) e Jorge et al. (54), a melhoria das propriedades mecânicas de uma junta soldada, em especial a

tenacidade, está associado a maior fração volumétrica de ferrita acicular (AF) presente. Esse favorecimento à tenacidade se deve ao fato desta fase não propiciar caminhos preferenciais à propagação de trincas, exigindo, ao contrário da ferrita de contorno de grão, grande dispêndio de energia para a propagação de uma trinca, na medida em que suas ripas de ferrita acicular obrigam a trinca a mudar de direção constantemente (12, 63).

Jorge et al. (54) e Araújo (12) descrevem que teoricamente se espera que o aumento do aporte térmico favoreça o incremento da quantidade de ferrita acicular (AF), posto que haveria um aumento no tamanho de grão da austenita prévio. No entanto, a proporção dessa microestrutura reduz com o aumento da energia de soldagem, e acompanha o aumento de ferrita primária e agregados de ferrita-carbonetos. Além disso, o percentual de AF depende também da composição química do metal de solda e da taxa de resfriamento após a soldagem (64).

Analisando primeiramente a solda interna, observamos que o aumento da velocidade de soldagem, e conseqüentemente da redução da energia de soldagem favoreceu o aumento fração volumétrica de ferrita acicular (AF) no metal de solda. Há também redução de ferrita primária (PF), proporcionada pelo aumento da AF. No metal de solda da Amostra V2 percebe-se que não há presença de ferrita com segunda fase (FS). No entanto, quando se analisa a Amostra V3 ela volta a aparecer, mesmo que em pequenas quantidades. Esse fato se justifica pela interação entre a taxa de resfriamento e a distribuição de inclusões que podem está presente no metal de solda (12).

Assim como a solda interna, a solda externa exhibe a presença de ferrita acicular (AF) em quantidades crescentes com o aumento da velocidade. Quando os cordões internos são comparados entre eles há uma menor quantidade de ferrita com segunda fase (FS). Entretanto, há grande concentração do microconstituente a ser evitado ferrita primária de contorno de grão (PF(G)) (65).

Comparando-se as Amostras V1 e V3, considerando a relação de cordão interno com cordão interno e cordão externo com externo, uma vez que nesse caso, apenas a velocidade de soldagem foi alterada, nota-se a redução da PF(G), pois a Amostra V1 apresentou taxa de resfriamento mais lenta enquanto a Amostra V3 uma

taxa mais rápida. A formação dessa microestrutura se dá a partir de taxas de resfriamento lenta. Com isso, a AF aumentou em proporção na Amostra V3 (59).

Além da taxa de resfriamento, como mencionado anteriormente a composição do metal de adição propicia o surgimento da AF. A presença de inclusões intragranulares pode ser apontada como a principal causa da formação da ferrita acicular (AF), uma vez que são sitios de nucleação estabelecendo uma orientação cristalográfica da ferrita com a austenita e assim promovendo a formação de uma nova interface de baixa energia (12, 66). A quantidade de Mn presente no arame é maior do que o presente no metal de base, o que favorece a presença desse microconstituente (56, 67).

Dito isto, as histórias térmicas e taxas de resfriamento dos cordões internos e externos foram simuladas através do aplicativo Calculation Software of Welding (26) e são apresentadas nas Figuras 29 a Figura 31. A partir das simulações de taxa de resfriamento, observa-se que o cordão externo em todas as amostras estudadas apresentam taxa de resfriamento menor, isso porque além de apresentarem maior aporte térmico, há o pré aquecimento devido a influência que o aporte de calor no cordão interno exerce sobre o externo. Com o aumento da velocidade, e redução do aporte térmico as taxas de resfriamento tendem a sofrer aumento proporcional.

Figura 29 - História térmica e taxa de resfriamento Amostra V1 – (A) Interno e (B) Externo

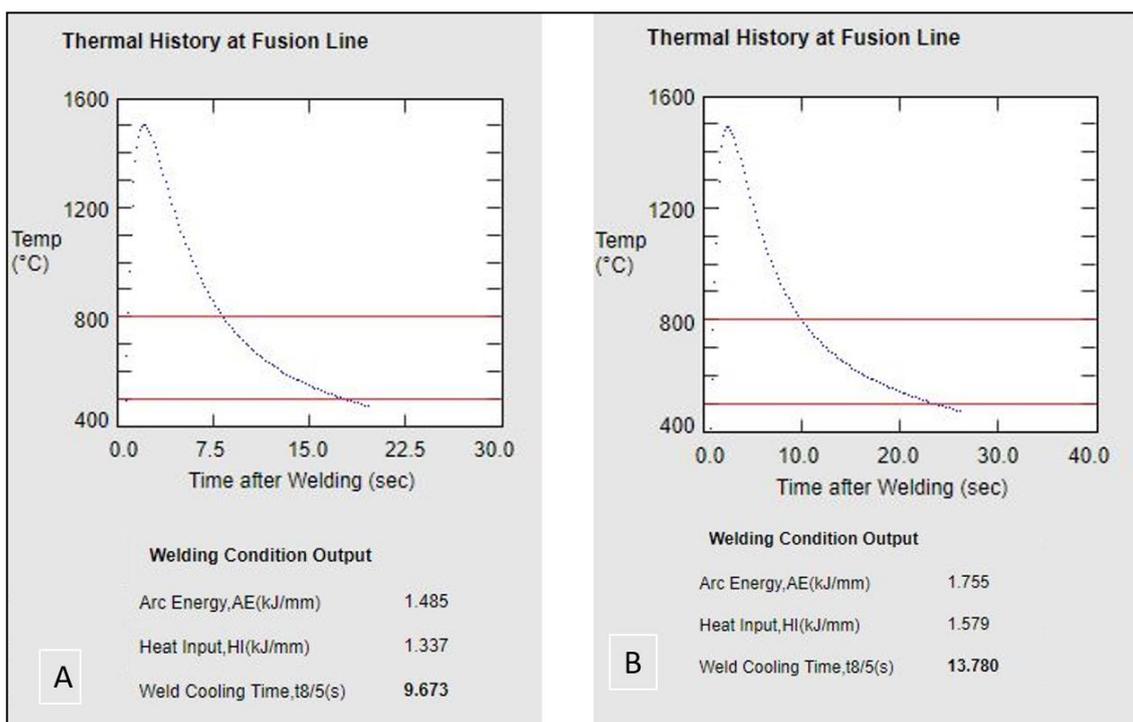


Figura 30 - História térmica e taxa de resfriamento Amostra V2 – (A) Interno e (B) Externo

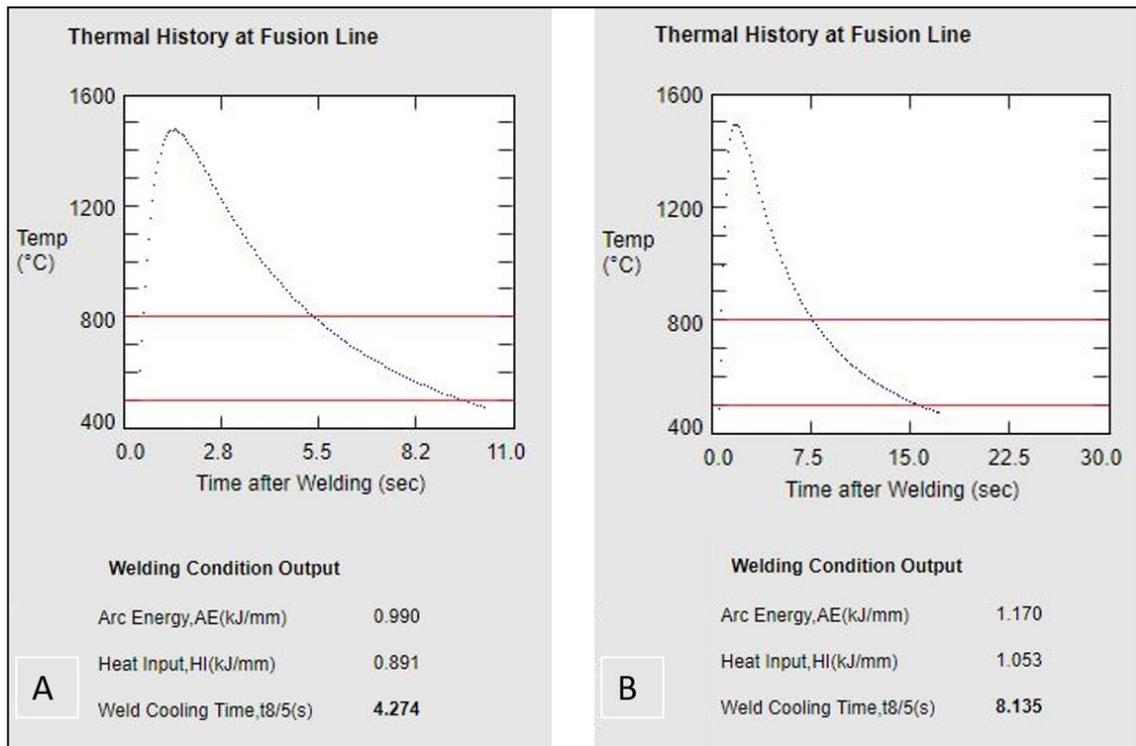
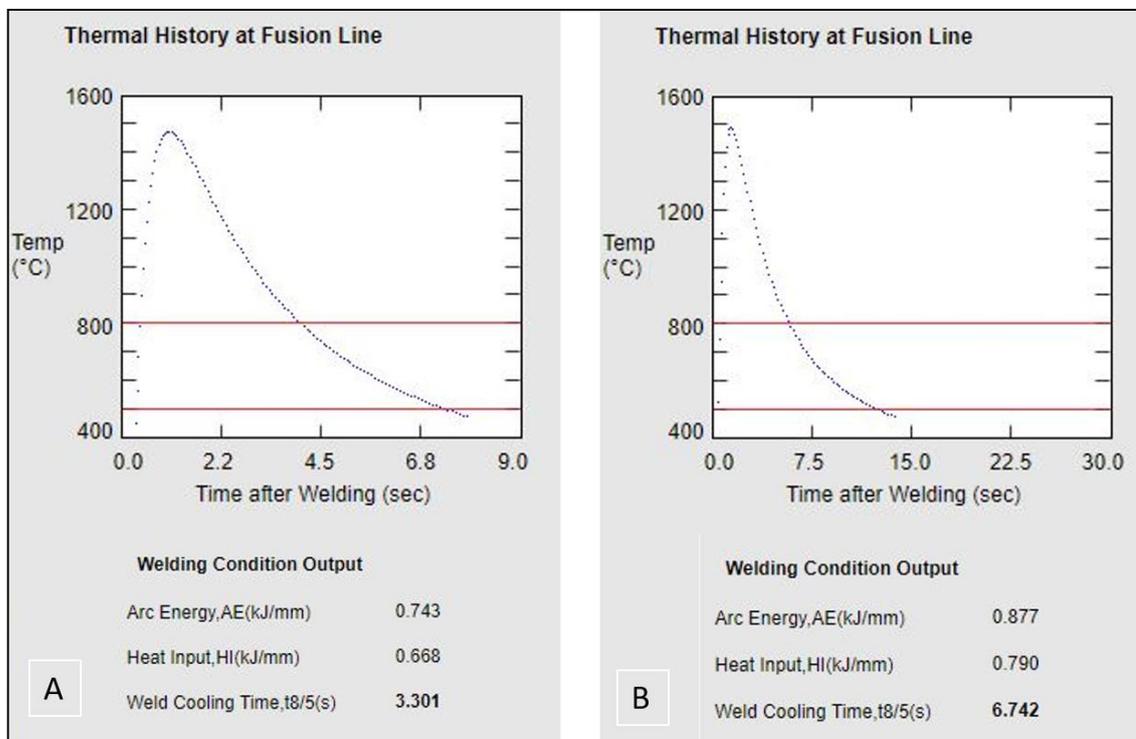


Figura 31 - História térmica e taxa de resfriamento Amostra V3 – (A) Interno e (B) Externo



4.4 Caracterização microestrutural da ZTA

Quando nos referimos a ZTA, as regiões mais importantes são denominadas de crescimento de grão, refino de grão, intercrítica e subcrítica respectivamente na direção em que se afasta da zona de fusão. Sua microestrutura é influenciada pela exposição do material a temperaturas elevadas e com isto, durante o resfriamento pode formar uma nova microestrutura (68).

Na literatura, diversos autores (2, 31, 56, 69) consideram que ZTA é a região crítica da junta soldada, mais especificamente a região de grãos grosseiros, por favorecer ao surgimento de trincas. Segundo Alburquerque et al. (70), o aumento do tamanho de grão está entre os principais fatores metalúrgicos que contribuem para baixa tenacidade na região de grãos grosseiros da ZTA, podendo influenciar significativamente na resistência mecânica e na tenacidade da junta soldada.

Gunaraj e Murugan (71) alertam sobre o impacto que a alta energia de soldagem, principalmente em soldagem por arco submerso, pode gerar na ZTA. Uma maneira de conter esse problema é limitar a entrada de calor do processo de modo a manter a largura da zona crescimento e refino de grãos tão estreita quanto possível.

Na Figura 32 a Figura 34 são apresentadas as zonas afetadas pelo calor das três amostras com aumento de 100 vezes.

Figura 32 - ZTA da Amostra V1 - ZTA Externa (A e B) ZTA Interna (C e D)

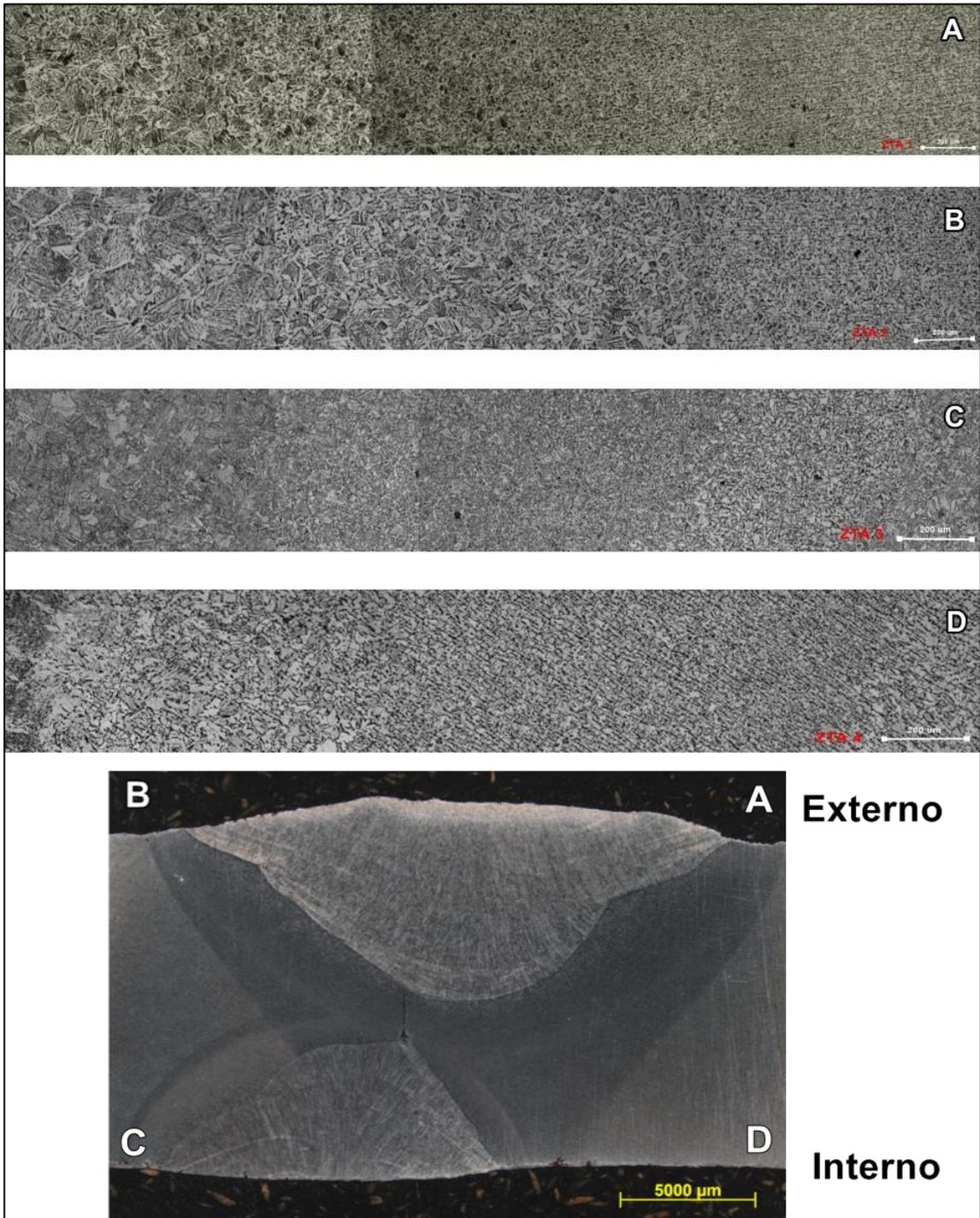


Figura 33 - ZTA da Amostra V2 - ZTA Externa (A e B) ZTA Interna (C e D)

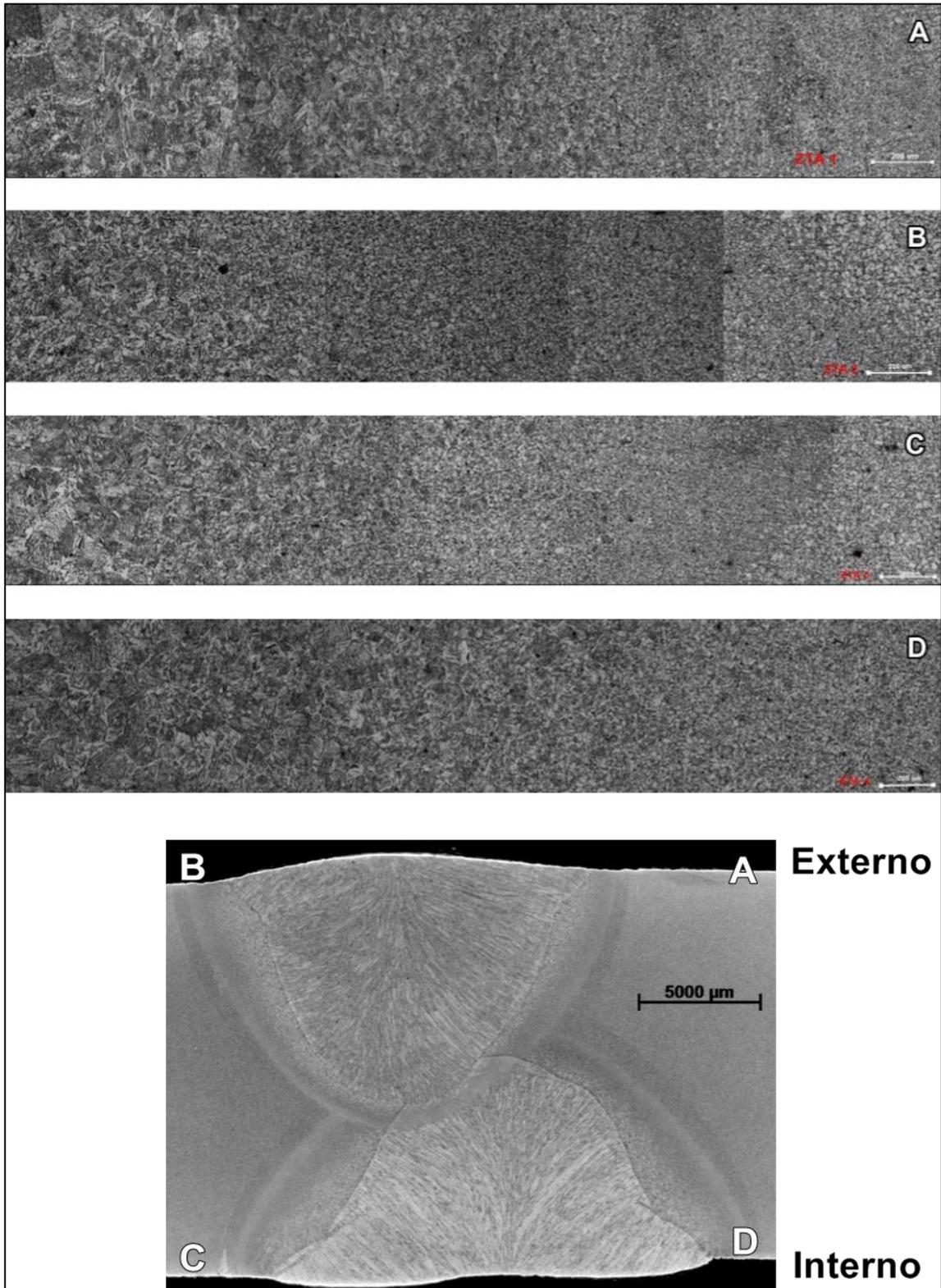
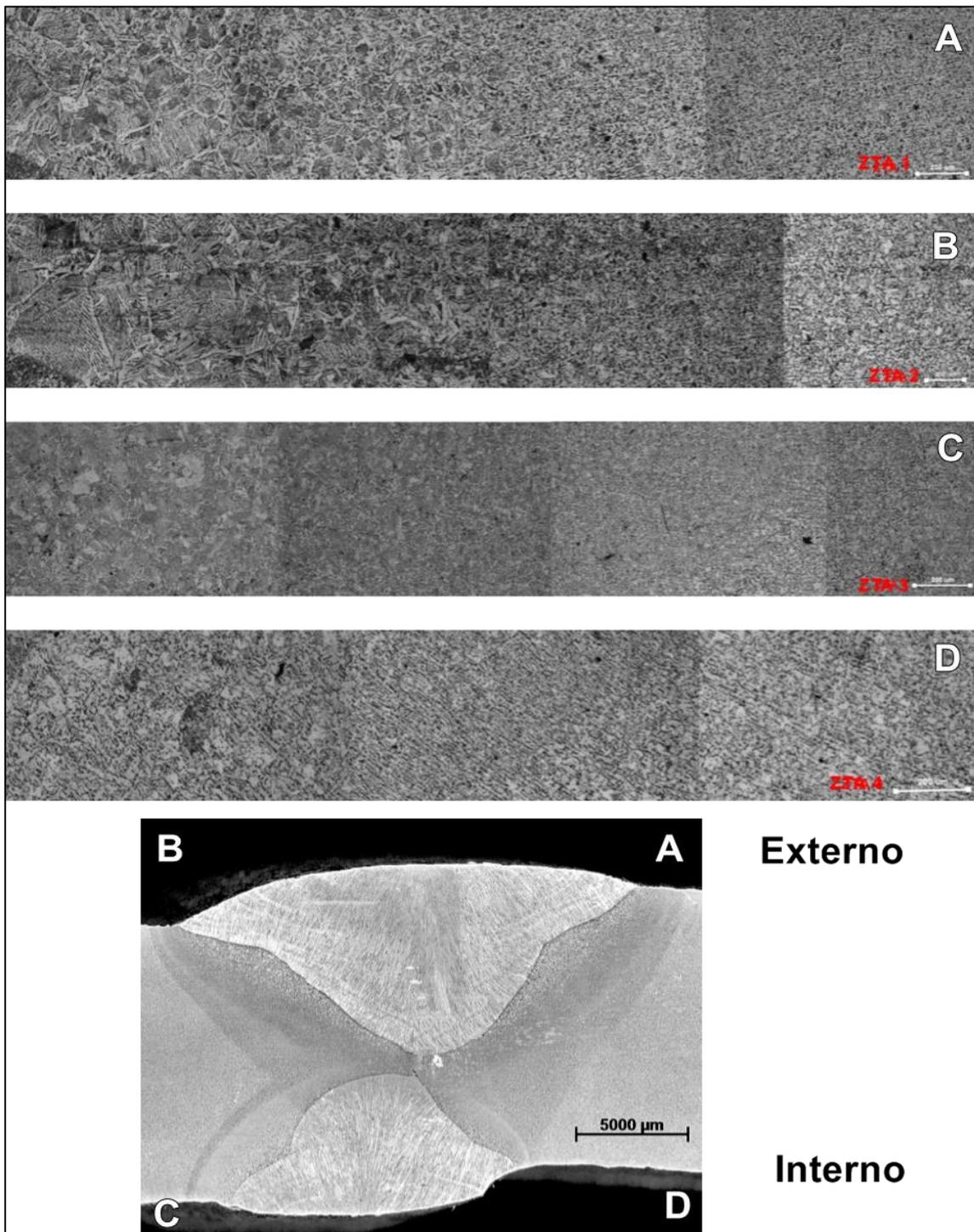


Figura 34 - ZTA da Amostra V3 - ZTA Externa (A e B) ZTA Interna (C e D)



As Figura 32 e Figura 34 representam respectivamente as ZTAs da Amostra V1 e V3, nas quais podem-se identificar as quatro regiões características com excessão da área C e D em ambas, que sofreram um novo ciclo térmico gerado durante a soldagem do cordão externo. Nesses casos, houve a redução do tamanho de grão como consequência do refino da microestrutura em toda extensão nesse ponto da ZTA. Além disso, a energia imposta no cordões de solda internos são

menores, pois apresentam menor corrente do que o cordões externos. A redução da corrente influencia positivamente na redução da extensão da ZTA, sendo proporcionalmente reduzida (42,46).

Na Amostra V2 (Figura 33), identifica-se com facilidade a presença de todas as subregiões da ZTA descritas na literatura para a soldagem de único passe, tanto do passe interno quanto do externo. Desde a região de grãos grosseiros passando pela zona de refino até a área intercrítica e subcrítica. Isso ocorreu, pois a entrada de calor não causou sobreposição das zonas afetada termicamente, além daquela esperada no ponto de encontro dos cordões. Justifica-se esse fato devido ao aumento da espessura da junta e redução da quantidade de calor imposto devido ao aumento da velocidade de soldagem.

Já as Amostras V1 e V3, mesmo apresentando aporte térmico bastante distintos devido a influência da variação de velocidade, há semelhança entre as ZTAs. Isso se deve ao desalinhamento dos cordões de solda e como consequência sobreposição de entrada de calor entre o passe externo sobre o interno, proporcionado pela variação de velocidade de soldagem entre as amostras, variação do diâmetro e corrente entre os cordões interno e externo.

4.4.1 Região de grãos grosseiros da ZTA

Nas figuras seguintes (Figura 35 a Figura 37) são apresentadas as microestruturas presentes na região de grãos grosseiros da ZTA, região mais próxima da zona fundida. Percebe-se as mesmas microestruturas apresentadas na ZF. No entanto, com grãos maiores e um aumento do número de ferrita com segunda fase (FS) em relação a ZF. Normalmente, essa região é a que possui a menor tenacidade, dureza elevada, e é um local comum para a formação de trinca (3, 37). Segundo Moenifar (34), limites devem ser determinados para a entrada de calor e assim, restringir o crescimento do grão na região ZTA, que por ser uma região pequena é difícil estudar.

Figura 35 - Região de grãos grosseiros da Amostra V1

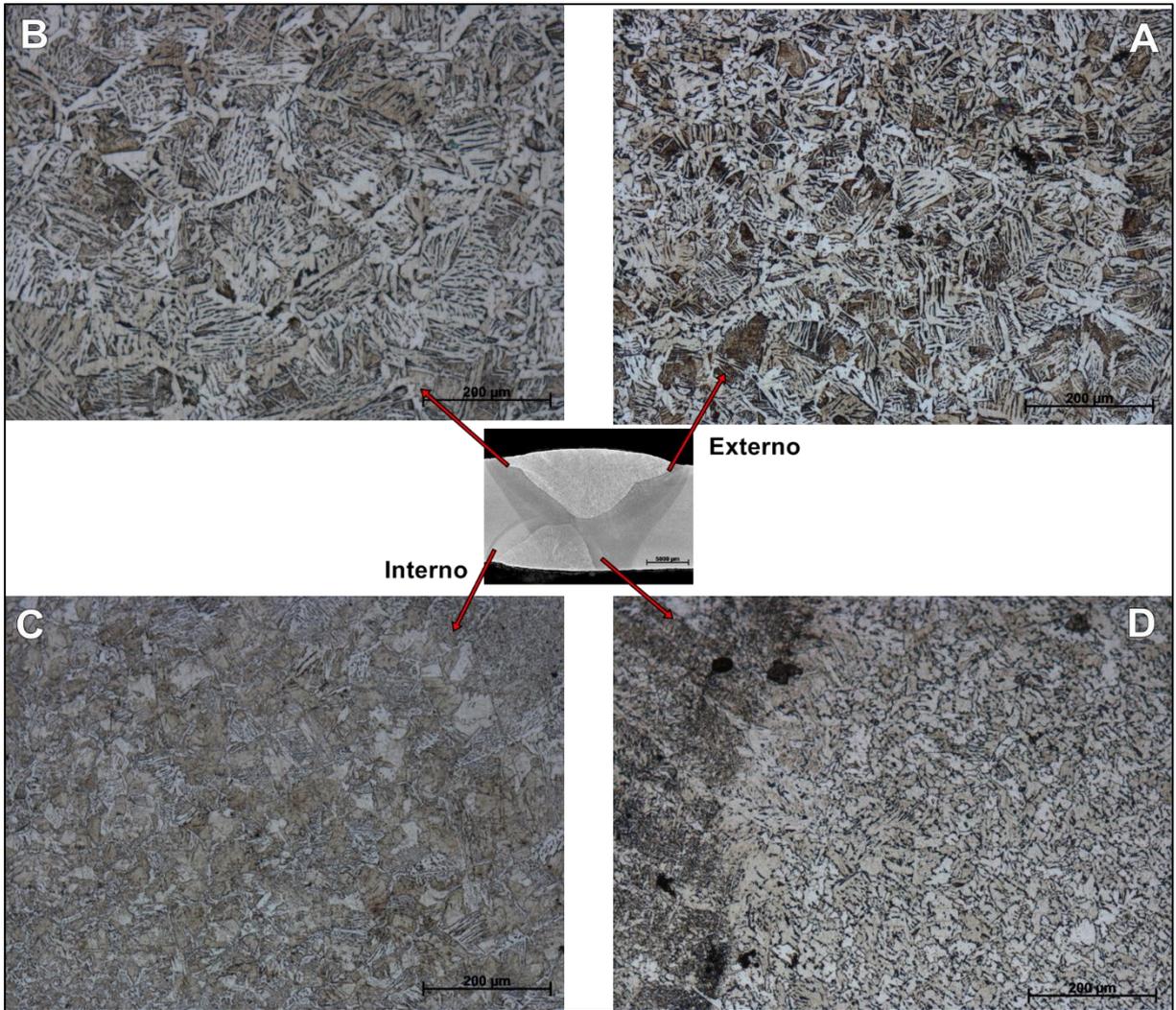


Figura 36 - Região de grãos grosseiros da Amostra V2

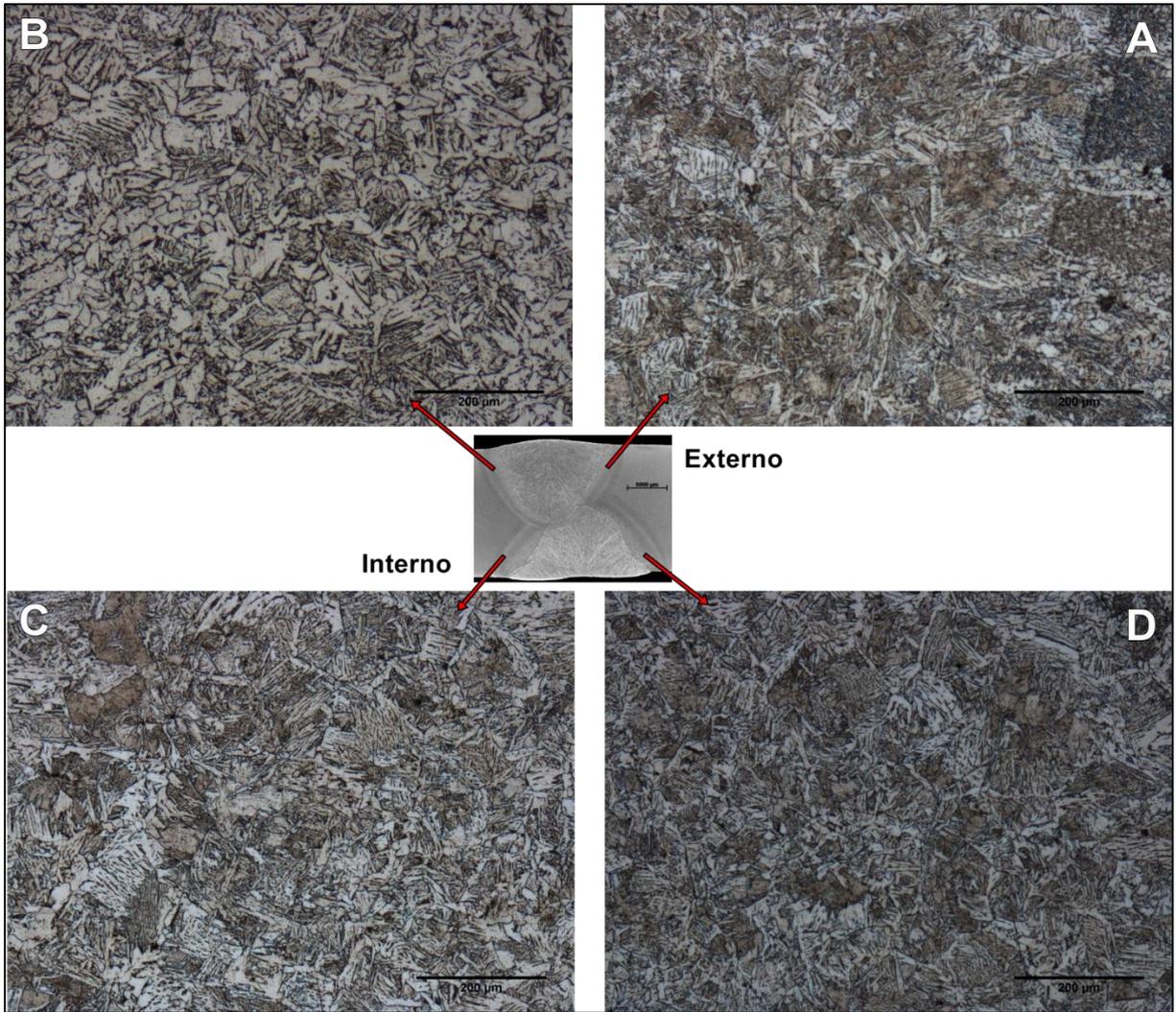
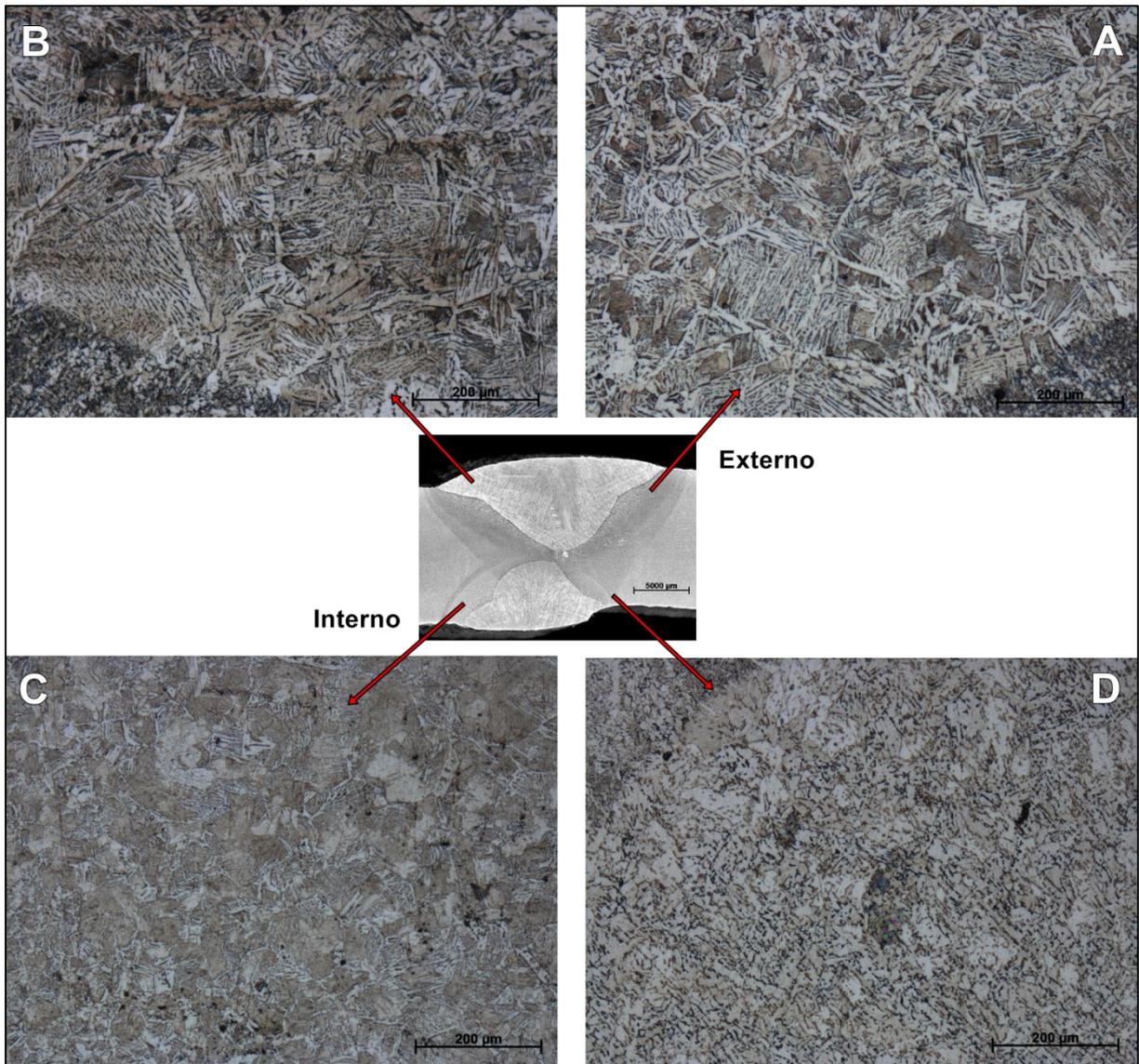


Figura 37 - Região de grãos grosseiros da Amostra V3



A partir da análise das imagens acima (Figura 35 a Figura 37) é possível assegurar que o cordão externo apresenta a ZTAGG com maiores grãos quando é equiparada ao cordão interno. Observa-se semelhança entre as ZTA A e B, que correspondem ao cordão externo. Quando se avalia o cordão interno, percebe-se a diferença entre as ZTA C e D. O primeiro passe de solda é realizado internamente e possui menor aporte térmico, sendo assim, justifica-se o menor tamanho de grãos. A Amostra V2 apresentou semelhança em todas as quatro ZTA, inclusive entre as soldas internas e externas. De qualquer forma, essas taxas são suficientemente altas para formar microestruturas típicas de maiores taxas de resfriamento que leva a características aciculares, como ferrita acicular e ferritas alongadas.

Outro comentário que se pode fazer, é a respeito do aspecto da ZTA D, para as Amostras V1 e V3, ela se difere das demais por apresentar grãos com estrutura mais refinada, isso ocorreu porque sofreu uma influência térmica adicional quando o passe externo foi executado, ela modificou a microestrutura dessa área, como acontece quando se tem soldagem multipasse (32, 34). A extensão da região de crescimento de grão como também é chamada, depende basicamente do ciclo térmico de soldagem, determinado pela sua temperatura de pico e o seu tempo de permanência acima da temperatura de crescimento de grão, e da temperatura de crescimento de grão do material (1, 72).

Ainda de acordo com Perini (72) e ASM Handbook (1), o crescimento de grão pode ser controlado pela adição de elementos de liga que aumentam a temperatura de crescimento do grão do material, como o tratamento de aços com alumínio, nióbio, vanádio ou titânio. Do mesmo modo, Hu et al. (73), acredita que a adição de elementos de liga, em especial o vanádio, melhora as propriedades mecânicas desta área. Contudo, observa-se, que tanto o metal de base quanto os consumíveis utilizados neste trabalho apresentam uma composição química simples, sem a adição de elementos de liga como o V e o Nb que além de inibir o crescimento de grão favorecem a formação de ferrita acicular na zona fundida.

De modo geral, a região de grãos grosseiros apresenta microestrutura bastante semelhante, sendo que a maioria de seus microconstituintes são FS(A), FS(NA).

4.4.2 Região de refino de grãos da ZTA

De acordo com Perini (72) e Modenisi, Marques e Santos (3), essa região situa-se mais afastada da linha de fusão que a anterior, e é submetida durante a soldagem, a temperaturas de pico entre cerca de 1200°C (temperatura de crescimento de grão) e 650°C (temperatura de início de formação da ferrita). Sua estrutura apresenta granulação fina, semelhante a de um material normalizado, não sendo, em geral, uma região problemática na ZTA dos aços. Nela são identificados os microconstituintes FS(A), FS(NA), AF e PF.

As Figuras 38 – 40, ilustram a região de refino de grão das três amostras estudadas. Observa-se nas ZTAs referentes ao cordão interno um grau de refinamento

superior ao cordão externo, o qual podemos relacionar ao menor aporte térmico e ao pós tratamento térmico sofrido com a realização do cordão externo. Isso é facilmente percebido na ZTA D das Amostras V1 e V3, o qual sofreu maior fração de reaquecimento promovido pela energia imposta ao cordão externo.

Figura 38 - Região de refino de grão da Amostra V1

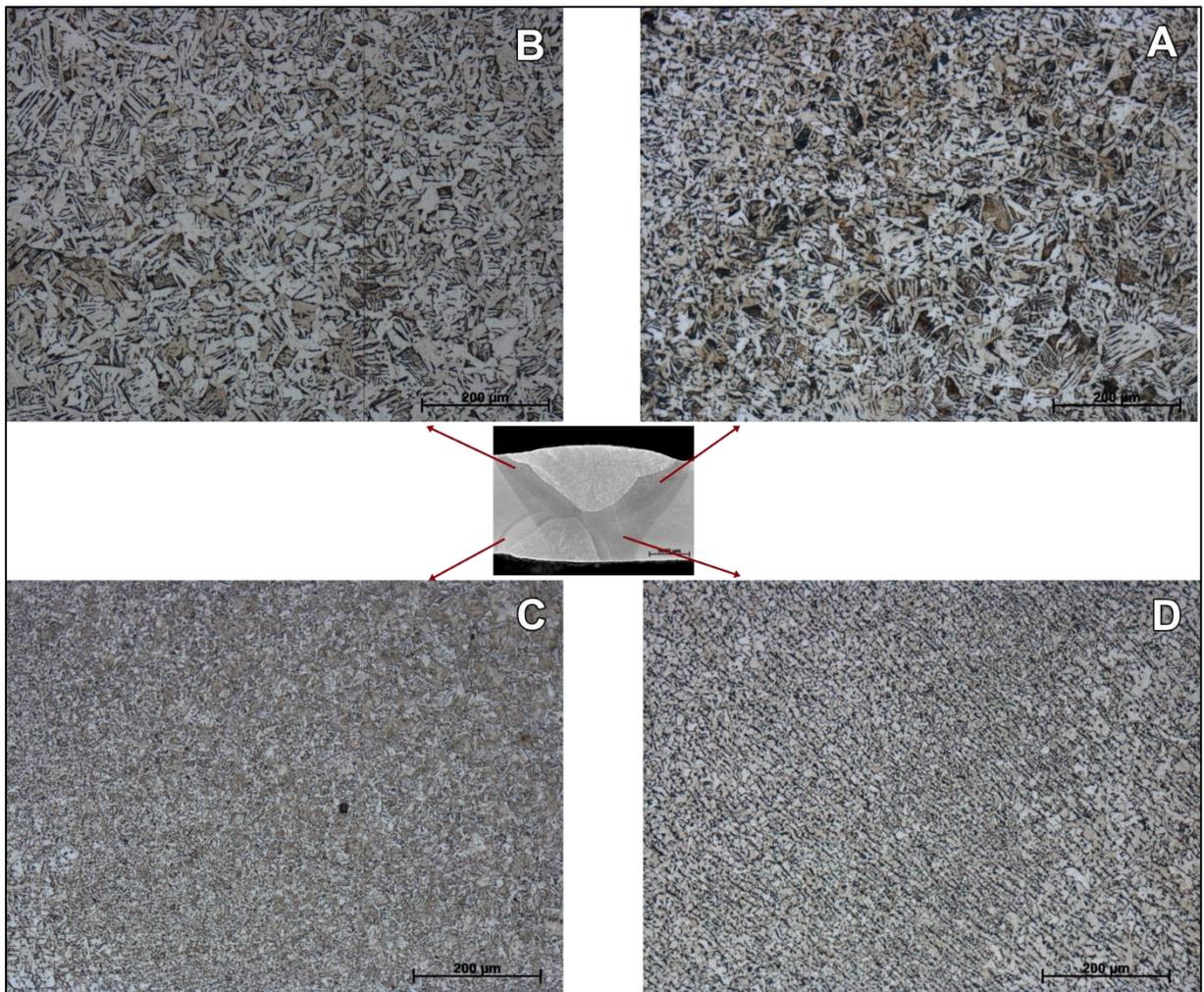


Figura 39 - Região de refino de grão da Amostra V2

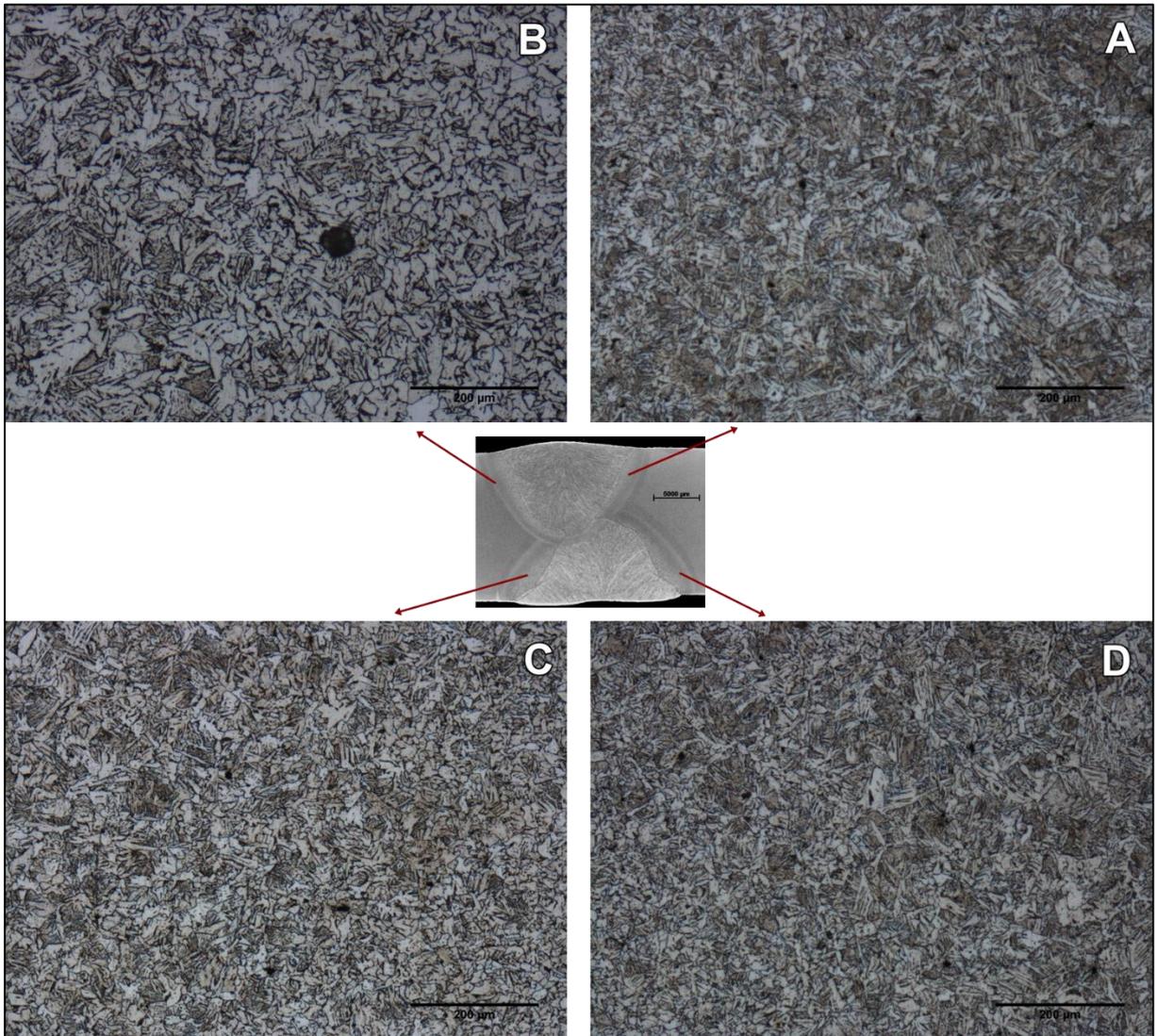
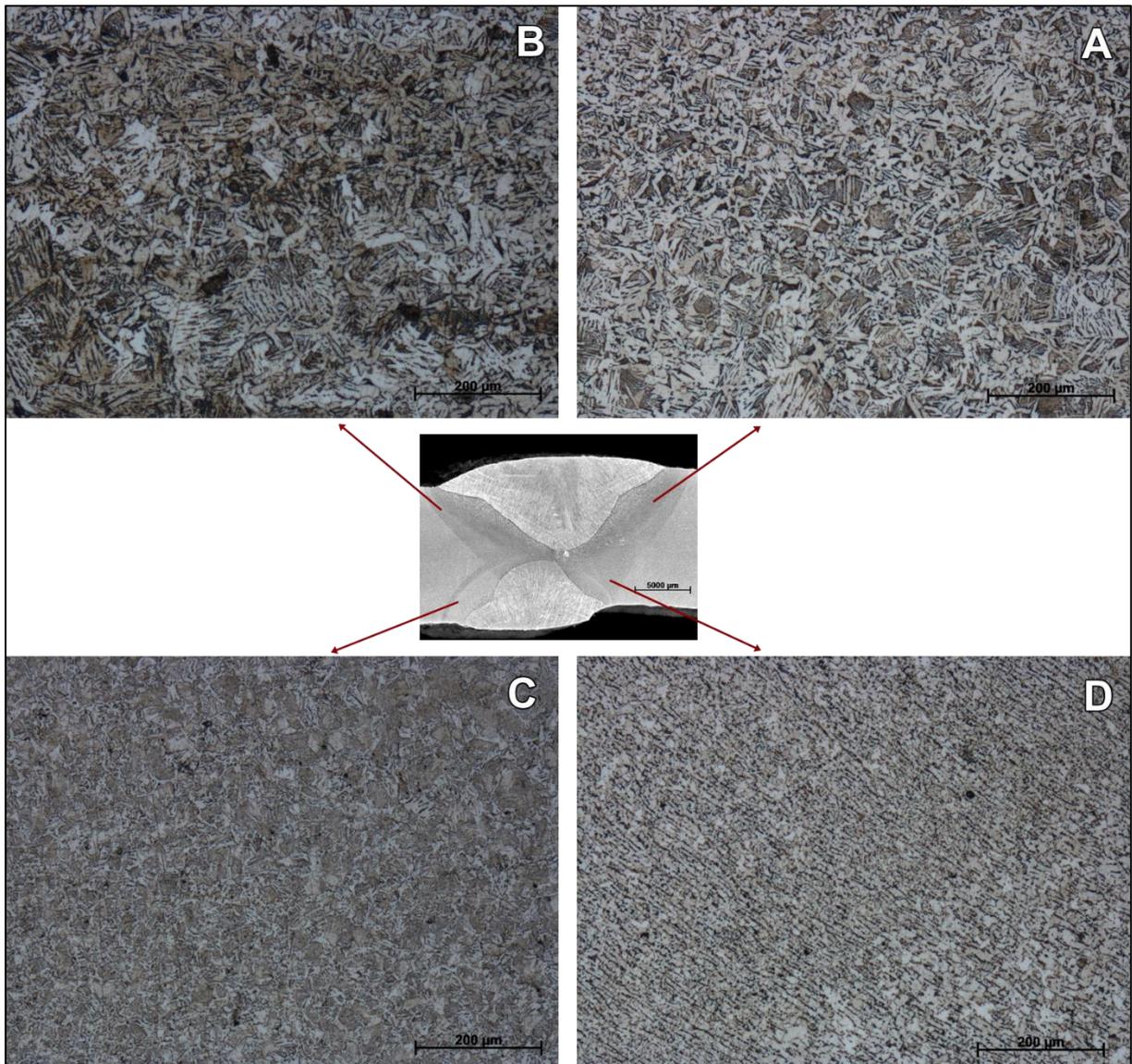


Figura 40 - Região de refino de grão da Amostra V3



4.4.3 Região de intercrítica e subcrítica da ZTA

As Figuras 41 a Figura 43, ilustram a região intercrítica, que sofre transformação parcial de sua estrutura original e é submetida a temperaturas de pico entre A_3 e A_1 . No resfriamento, estas regiões que apresentam um teor de carbono maior do que teor médio do aço, podem se transformar em martensita se a velocidade de resfriamento for suficientemente elevada (3, 72). A região subcrítica é apresentada nas Figura 44 a Figura 46. Essa região apresenta pequenas alterações microestruturais, que se resumem a esferiodização da perlita, para aços na condição laminado a quente ou normalizado. Nos cordões de solda interno, com menor aporte

térmico, a região subcrítica torna-se quase imperceptível pela similaridade com a região de intercrítica da ZTA. Na Amostra V2, consegue-se distinguir com mais facilidade a região ZTAIC da região ZTASC.

Essas duas regiões da ZTA são constituídas principalmente de ferritas primárias e perlita esferiodizada. Com o aumento da distância do centro do cordão de solda, essas regiões sofrem menor influência dos ciclos térmicos e as transformações microestruturais são mínimas quando comparadas com as regiões próximas ao cordão de solda, como por exemplo a ZTAGG ou a própria ZF.

Figura 41 - Região intercrítica da Amostra V1

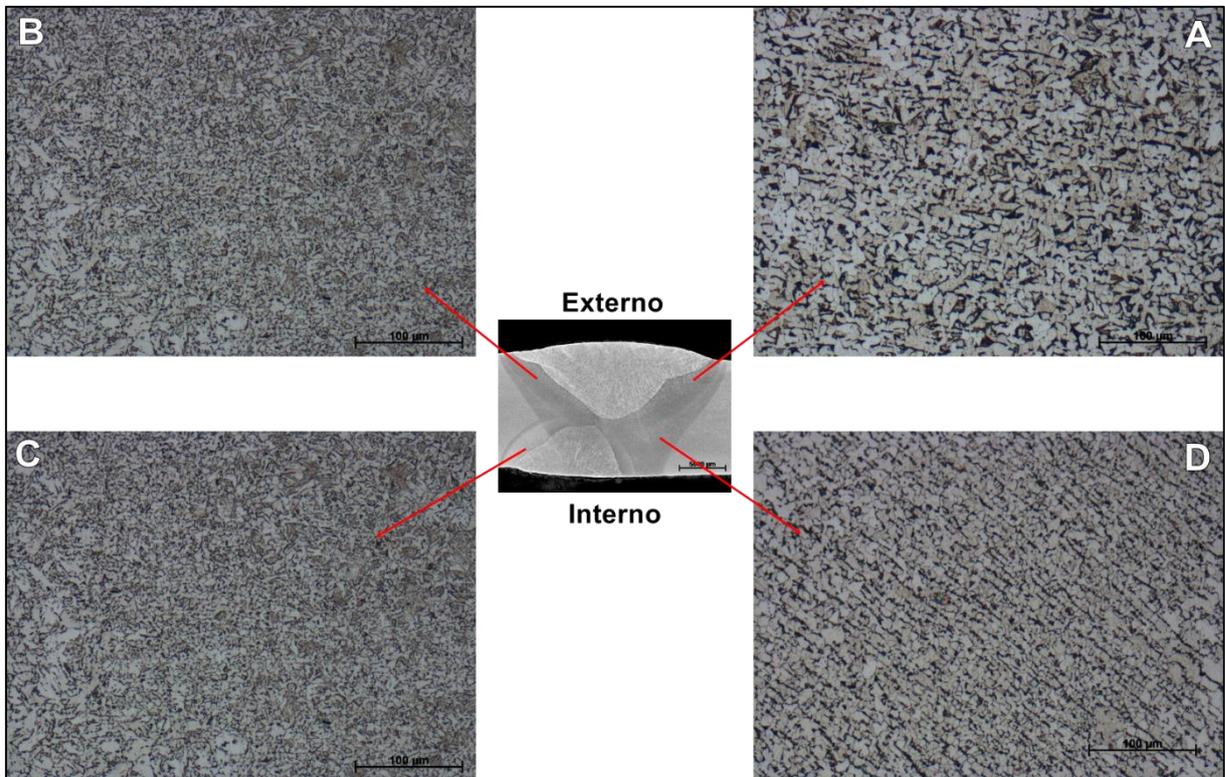


Figura 42 - Região intercrítica da Amostra V2

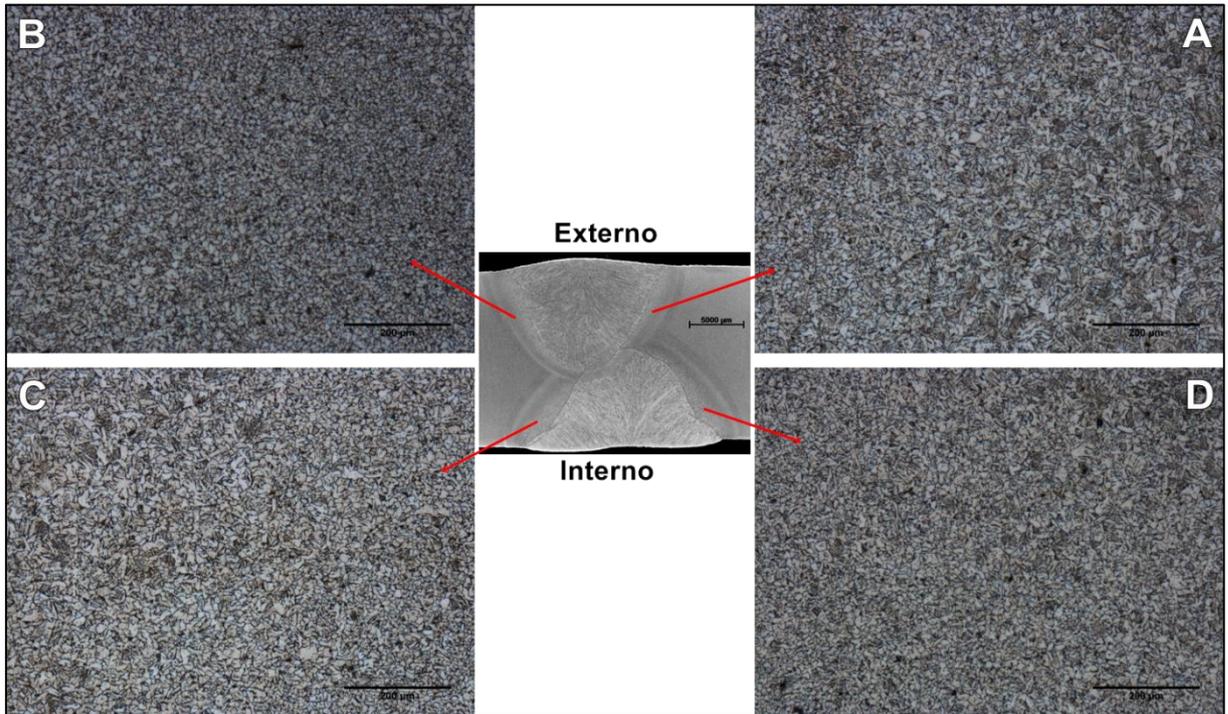


Figura 43 - Região intercrítica da Amostra V3

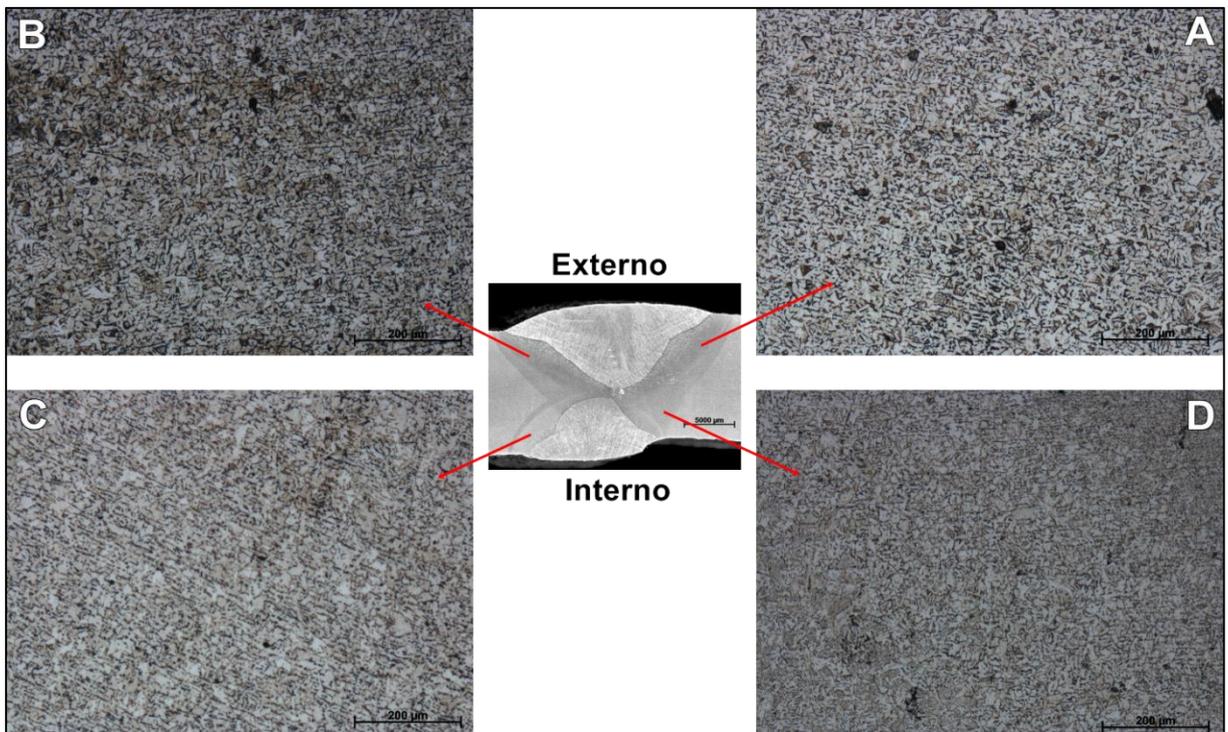


Figura 44 - Região subcrítica da Amostra V1

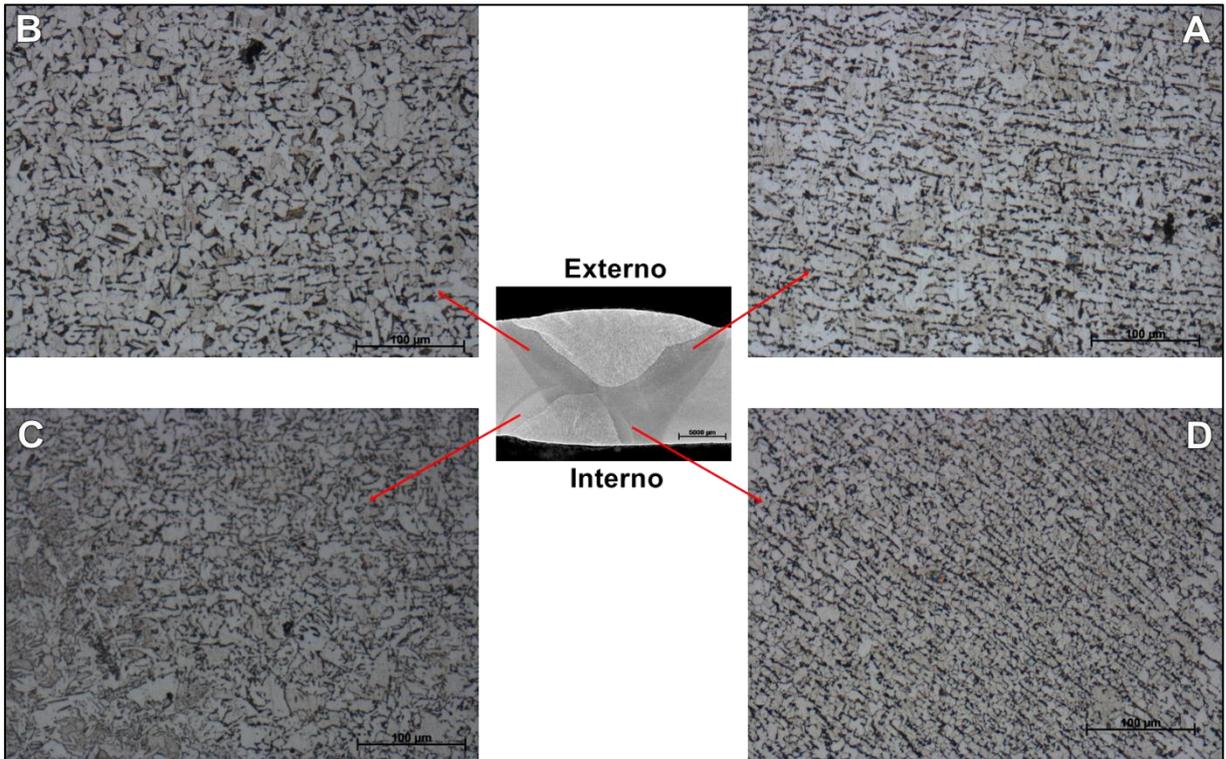


Figura 45 - Região subcrítica da Amostra V2

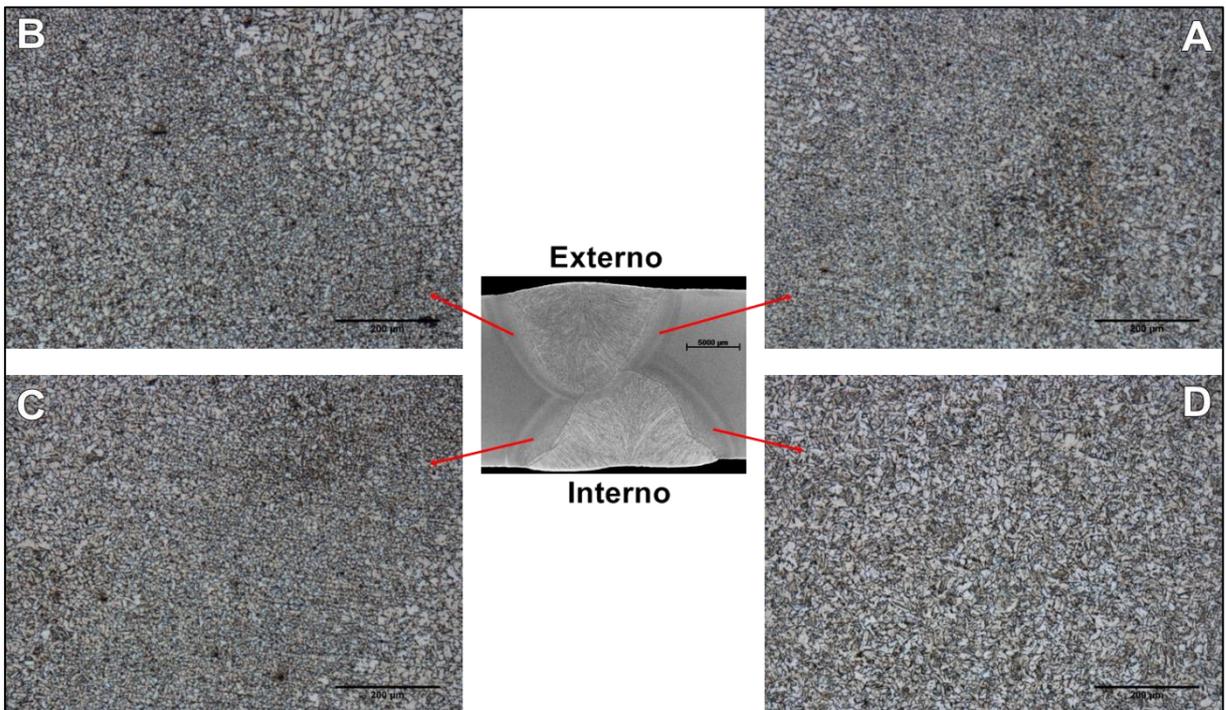
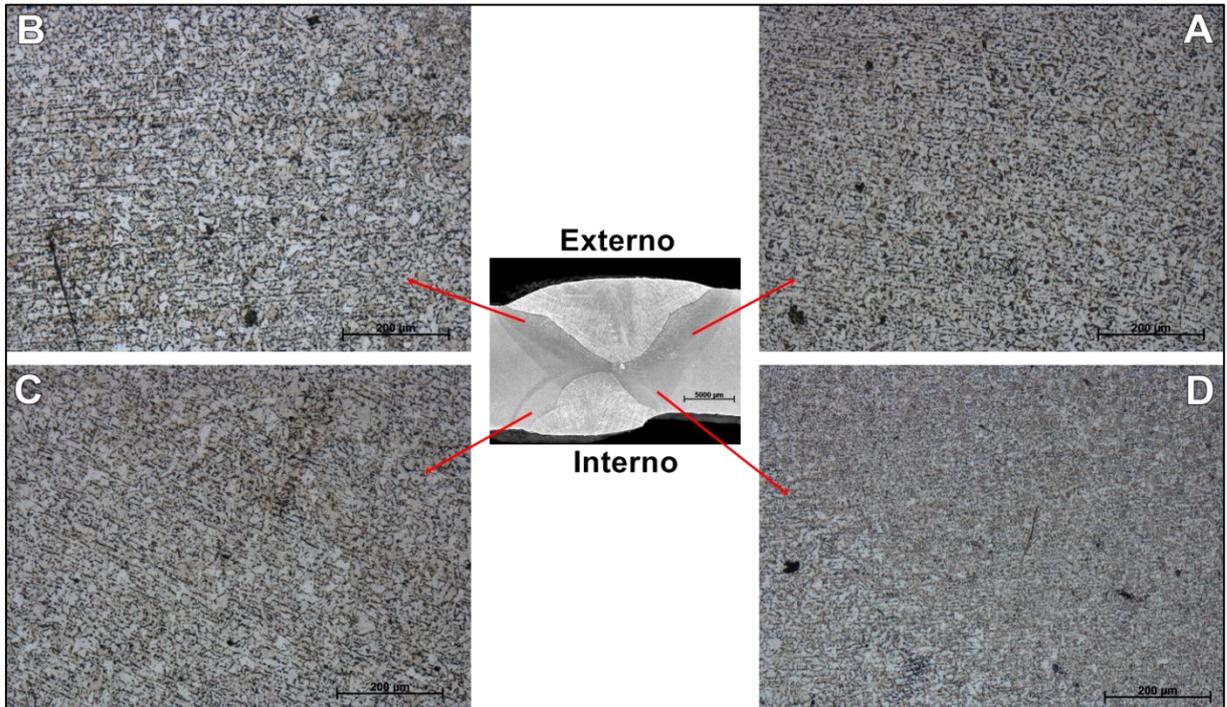


Figura 46 - Região subcrítica da Amostra V3



4.5 Ensaios de dureza por microindentação

A seguir são exibidos os resultados dos ensaios de dureza por microindentação realizados nas juntas soldadas das três condições de aporte térmico. A Figura 47 a Figura 50 referem-se aos cordões de solda externo, com maior aporte térmico, enquanto a Figura 51 a Figura 54 diz respeito aos cordões de solda interno, com menor aporte térmico.

Figura 47 - Perfil de dureza do cordão de solda externo Amostra V1

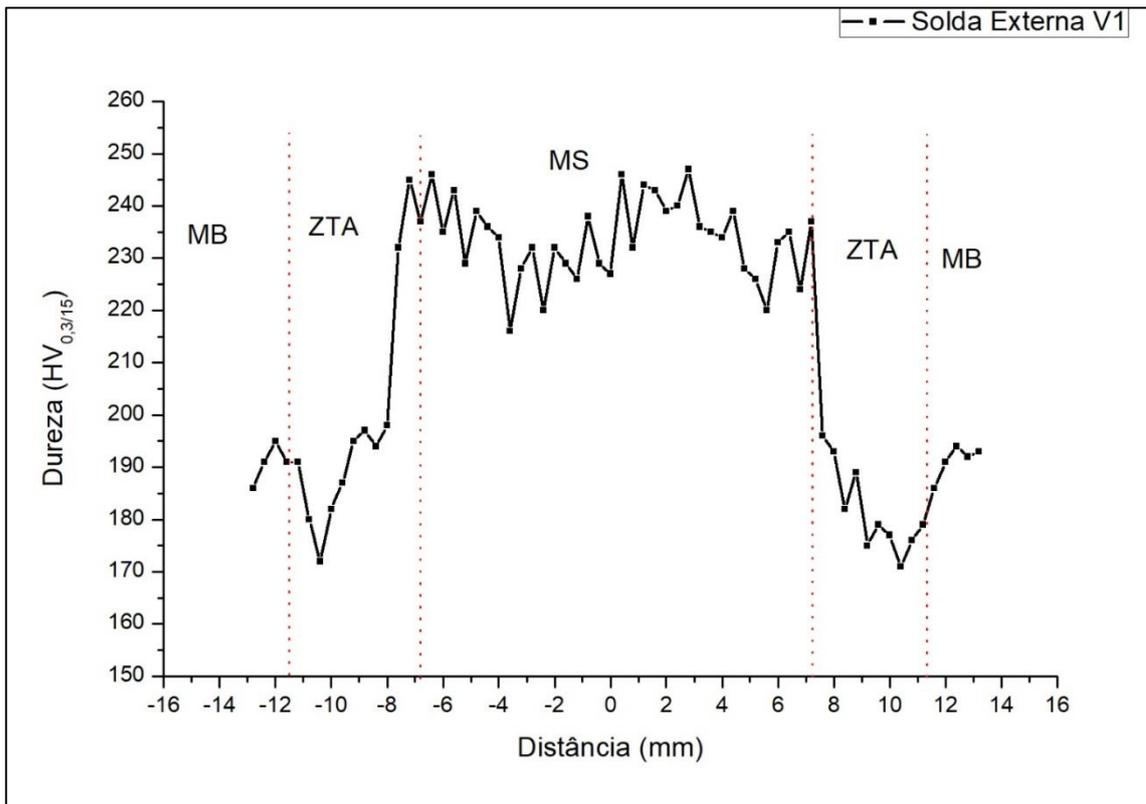


Figura 48 - Perfil de dureza do cordão de solda externa Amostra V2

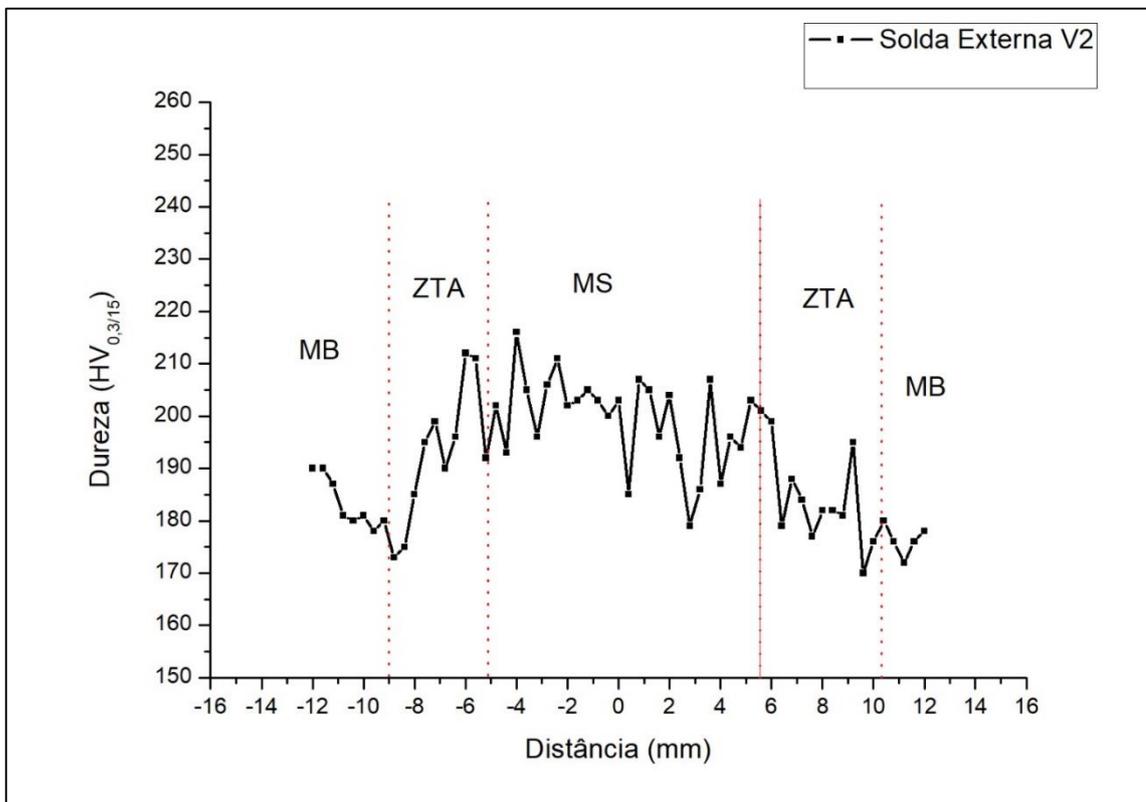


Figura 49 - Perfil de dureza do cordão de solda externo Amostra V3

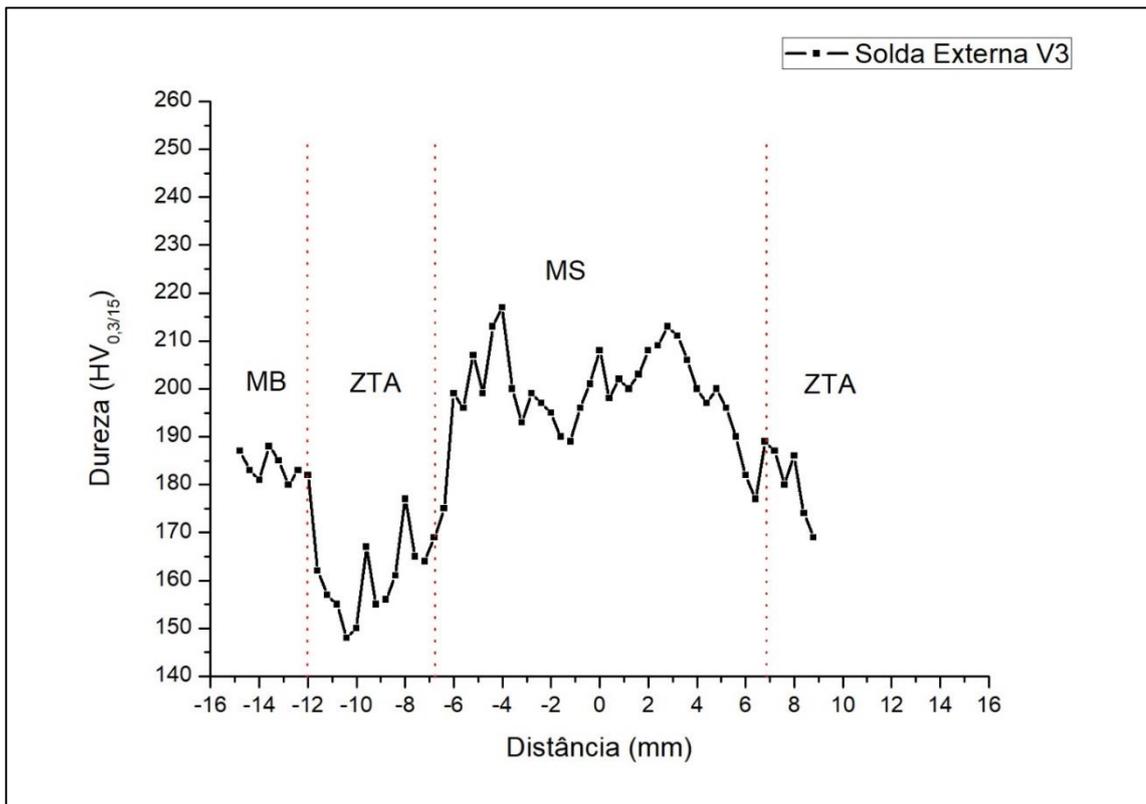


Figura 50 - Perfil de dureza dos cordões de solda externos

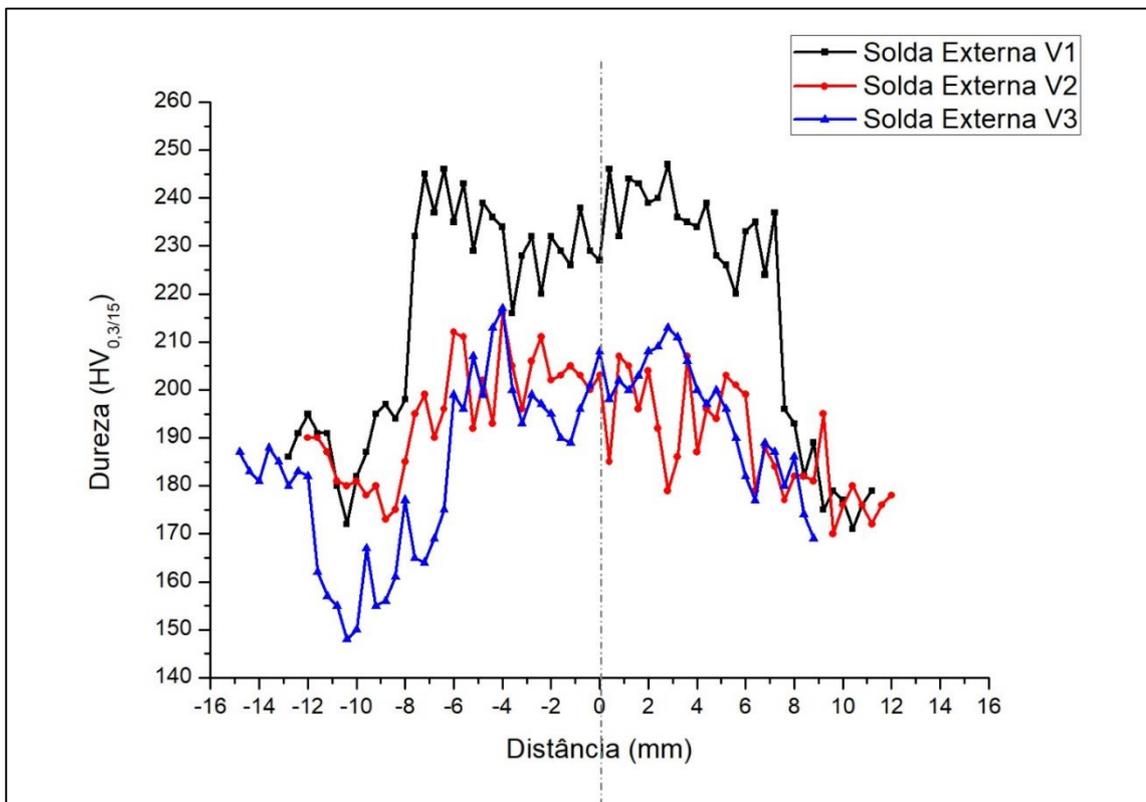


Figura 51 - Perfil de dureza do cordão de solda interno Amostra V1

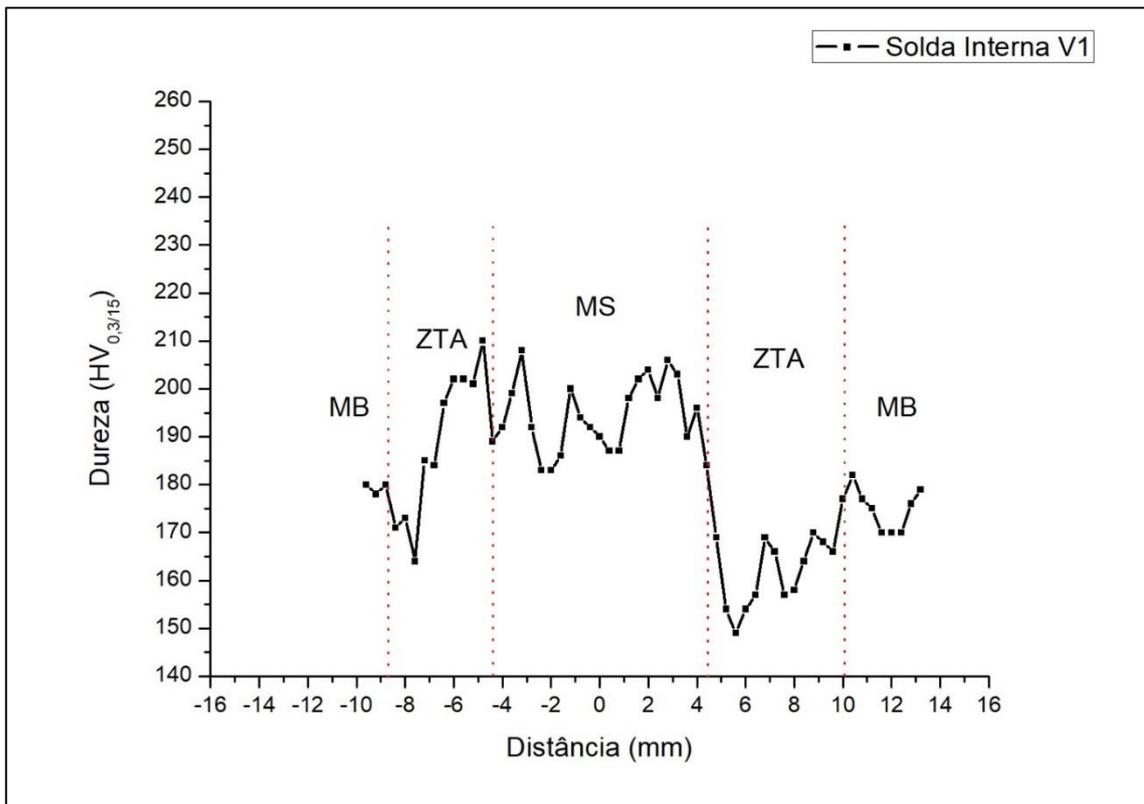


Figura 52 - Perfil de dureza do cordão de solda interno Amostra V2

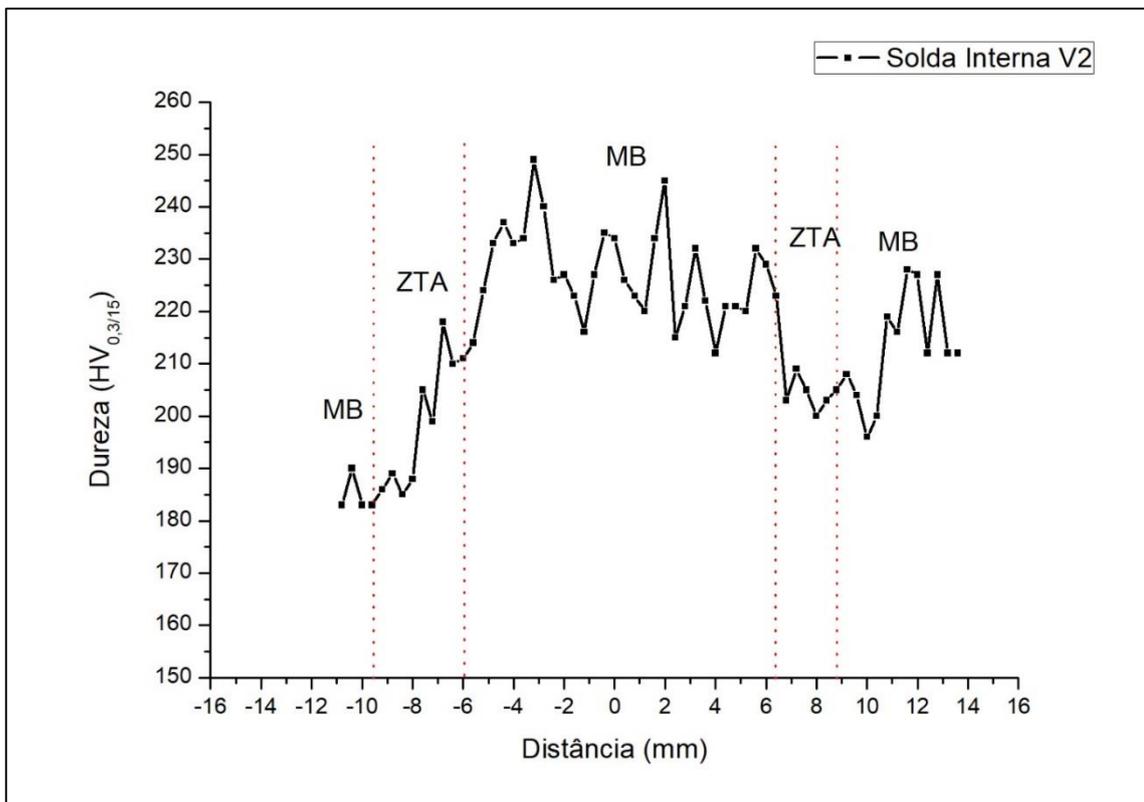


Figura 53 - Perfil de dureza do cordão de solda interno Amostra V3

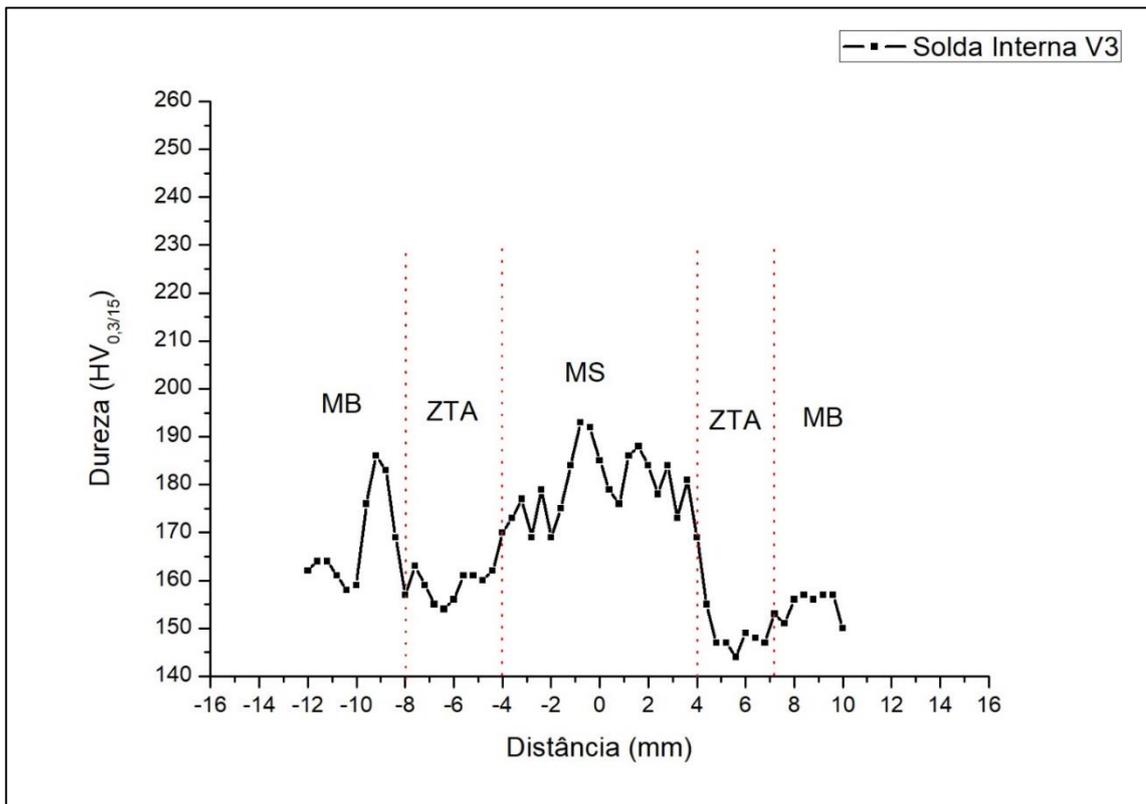
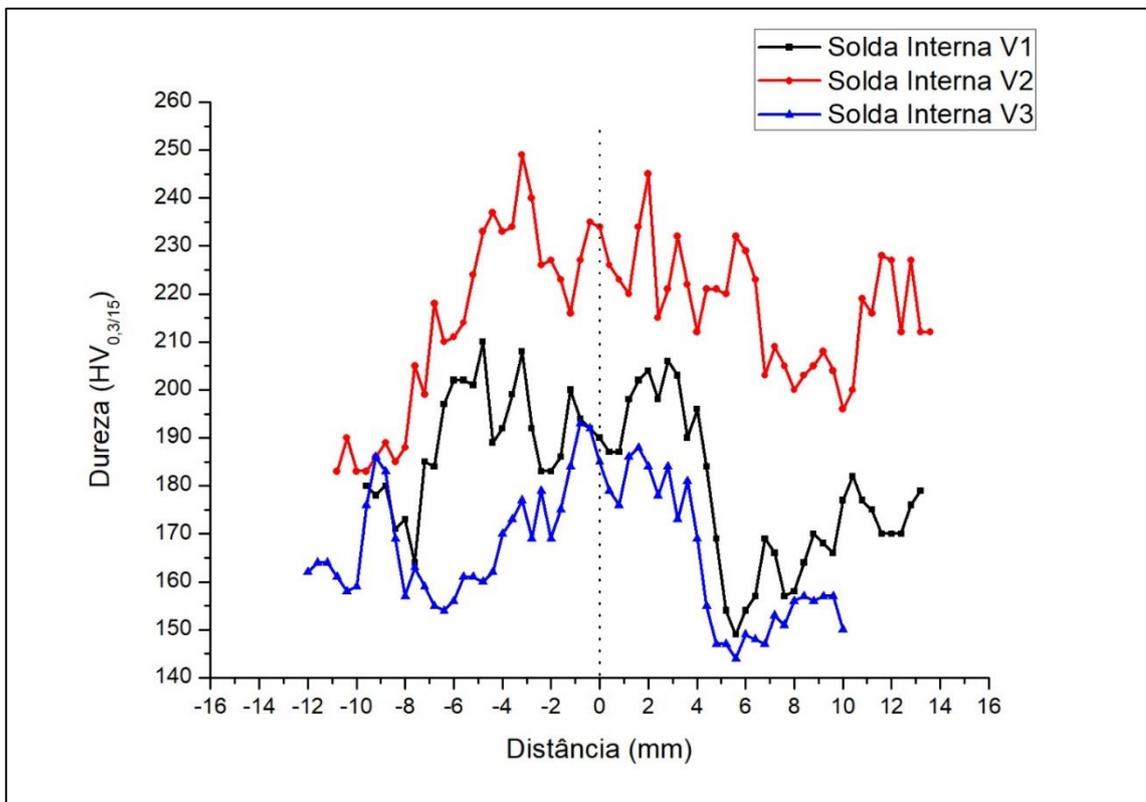


Figura 54 - Perfil de dureza do cordões de solda interno



Analisando as Figura 47 e 54, é perceptível que os maiores valores de dureza encontram-se na zona fundida dos cordão de solda. Esse comportamento é atribuído a presença das microestruturas aciculares formadas no decorrer da transformação ocorrida pelos ciclos térmicos impostos a junta soldada (74). O resultado está em concordância com as microestruturas encontradas nessas regiões discutidas previamente. Além disso, o alto aporte térmico atingido durante a soldagem por arco submerso levou ao amolecimento da ZTA, como pode observado nos gráficos de dureza.

Para os cordões externos, a zona fundida da Amostra V1 é a que apresenta maior valor de dureza, uma média de $233,72 \pm 15,44 \text{ HV}_{0,3}$, enquanto as Amostras V2 e V3, possuem respectivamente, $199,18 \pm 17,53 \text{ HV}_{0,3}$ e $197,83 \pm 21,79 \text{ HV}_{0,3}$. O maior valor pode estar relacionado ao pré aquecimento sofrido pela influência do cordão interno, aumentando as taxas de resfriamento e proporcionando microestruturas como a ferrita acicular.

Por sua vez, os cordões interno exibiram medidas de dureza inferiores as exibidas no cordão externo, com exceção da Amostra V2 que apresenta o valor de dureza de $226,84 \pm 18,74 \text{ HV}_{0,3}$. A Amostras V1 com o valor de $194 \pm 15,55 \text{ HV}_{0,3}$ e Amostra V3, um valor menor dentre as seis zonas fundidas, igual a $179,75 \pm 14,95 \text{ HV}_{0,3}$. Apesar de apresentarem maior taxa de resfriamento, que proporciona maior dureza, podemos relacionar o efeito contrário apresentado ao pós tratamento térmico sofrido pela junta com a realização da solda externa. O fato da Amostra V2 apresentar maior dureza dentre os cordões internos pode está relacionado ao CE em conjunto com a composição química presente nessa amostra.

A Tabela 14 apresenta as medidas médias de dureza obtidas na zona fundida dos seis cordões de solda analisados, a partir do número de indentações realizadas em cada amostra com com erro médio dentro do intervalo de confiança de 95%.

Tabela 14 - Média de dureza na zona fundida em $\text{HV}_{0,3/15}$

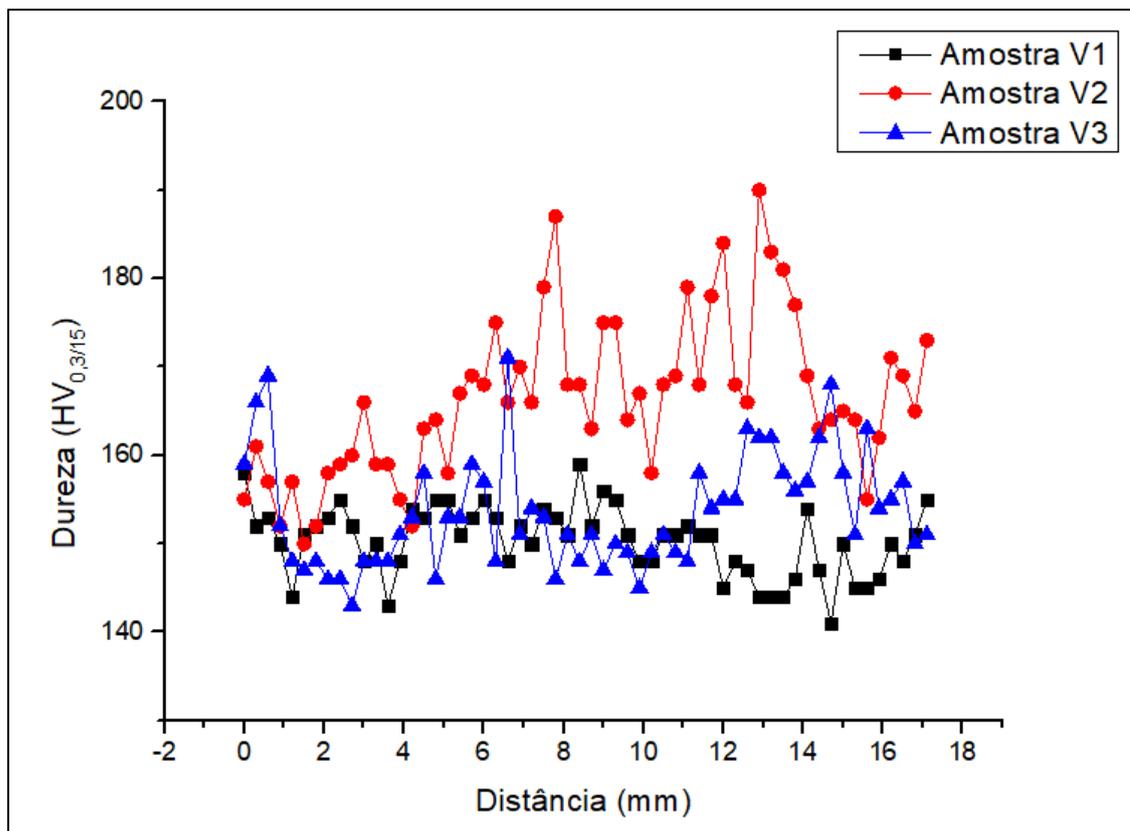
	Média de Dureza na MS		
	Amostra V1	Amostra V2	Amostra V3
Externo	$233,72 \pm 15,44$	$199,18 \pm 17,53$	$197,83 \pm 21,79$
Interno	$194,04 \pm 15,55$	$226,84 \pm 18,74$	$179,75 \pm 14,95$

Sobre a ZTA, pode-se afirmar que apresentou comportamento semelhante ao apresentado na literatura. Seus valores, em geral, foram inferiores aos medidos no metal de solda, devido as microestruturas presentes nessa região. Os principais microconstituintes presentes na ZTA foram a ferrita com segunda fase (FS) e a ferrita primária (PF), ambos produtos formados a partir de baixas taxas de resfriamento e com menor dureza.

As medidas próxima da ZF apresentam dureza com maiores valores, esses pontos se dão na ZTAGG, tanto do lado esquerdo como o direito. Afastando-se mais do centro do metal de solda percebe-se a redução da medida de dureza, característica das regiões de refino de grão e adjacentes até se estabilizarem nos valores do metal de base.

A Figura 55 apresenta a comparação entre os valores de dureza encontrados no centro do cordão de solda. Nota-se que os maiores valores encontram-se na Amostra V2, a única amostra que houve sobreposição de entre os cordões de solda. As Amostras V1 e V3, seguem um comportamento de valores próximos, não ultrapassando 190 HV.

Figura 55 - Valores de dureza no centro do cordão de solda



Os valores de dureza encontrados para as três amostras foram abaixo de 260 HV. A presença de estruturas frágeis para os aços carbono, que se caracteriza por apresentar valores de dureza superiores a 350 HV não foi observado (10).

4.6 Análise de diluição

O conhecimento da composição química de um determinado aço é de grande importância, pois é o que define o tipo de aço e sua aplicação. Cada um dos elementos químicos define a estrutura e a propriedade do aço. Os métodos de espectrometria são utilizados para determinações qualitativas e quantitativas de mais de 70 elementos químicos (75). O resultado de composição química obtido através do ensaio de espectrometria de emissão óptica e o o valor do carbono equivalente são apresentados na Tabela 15.

Tabela 15 - Composição química e CE dos cordões de solda interno e externo

Composição Química	Externo			Interno		
	Amostra V1	Amostra V2	Amostra V3	Amostra V1	Amostra V2	Amostra V3
%C	0,13	0,13	0,10	0,11	0,11	0,10
%Si	0,48	0,52	0,52	0,31	0,36	0,28
%Mn	1,27	1,34	1,20	1,00	1,02	0,90
%P	0,026	0,026	0,020	0,020	0,021	0,016
%S	0,009	0,009	0,009	0,010	0,010	0,008
%Cr	0,01	0,02	0,01	0,01	0,01	0,01
%Ni	0,02	0,02	0,02	0,02	0,02	0,02
%Mo	0	0	0,33	0	0	0
%Cu	0,02	0,02	0,03	0,02	0,02	0,01
%Al	0,017	0,019	0,015	0,016	0,017	0,015
%V	0,001	0,004	0,001	0,001	0,001	0,001
CE _{IW} (%)	0,3465	0,3608	0,3708	0,2815	0,2848	0,2542
Diluição (%)	0,79	0,92	0,79	0,91	0,92	0,75

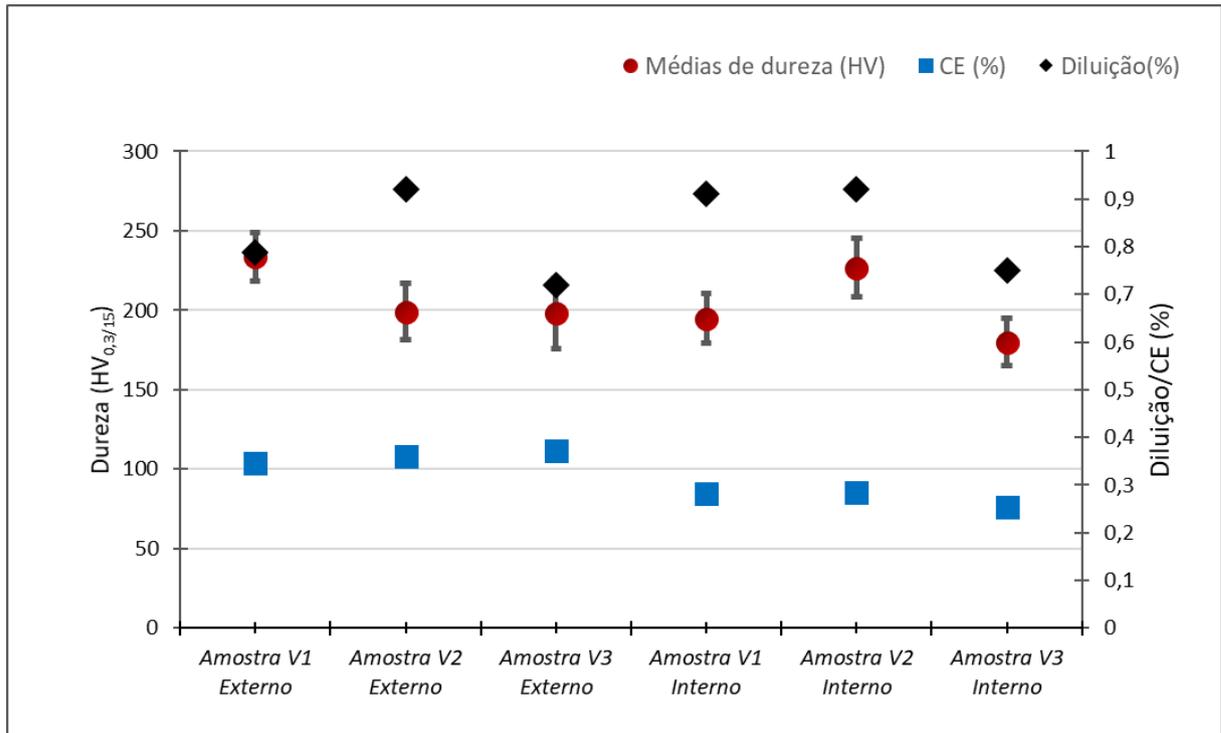
Como pode ser observado, os maiores teores de carbono, manganês e silício estão contidos nos cordões externos que além de apresentar arame com maior diâmetro, também foi o que sofreu a maior energia de soldagem. Outra importante informação que se pode obter a partir das informações apresentadas nesta tabela são os valores do CE. Os cordões externos apresentam valores acima do CE do metal de base e são superiores aos valores dos cordões internos.

Segundo Talas (27), os agentes endurecedores mais efetivos, depois do carbono, são o Mn, Mo, Cr e Si, nessa ordem. Estes elementos estão presentes em maiores quantidades nos cordões de solda externo. O CE da Amostra V3 Externo foi superior às Amostras V1 e V2, mesmo contendo quantidade de Mn inferior as demais, isso pode ser justificado pela presença do elemento Mo nessa amostra. Além disso, a presença do Molibidênio pode melhorar as propriedades mecânicas da junta (7).

Com relação a diluição, calculada com base nas áreas de penetração e reforço, nota-se dentre os cordões inferiores os que apresentam maiores valores são as Amostras V1 e V2 (2). A Amostra V3 sofreu um decréscimo em razão da redução do aporte térmico. Os elementos de liga apresentam-se em menor quantidade devido a redução da corrente e do diâmetro do eletrodo. Jorge et al. (54) também obteve esse resultado ao avaliar a diluição de juntas com diferentes aportes térmicos.

A Figura 50 apresenta o CE, média de durezas do metal de solda e diluição. A partir dessa análise, pode-se dizer que a dureza do material não depende apenas CE, como pode-se constatar, nem tão pouco apenas da diluição. Um série de outros parâmetros devem ser analisados antes de se obter qualquer conclusão (7).

Figura 56 - Médias de dureza dos cordões de solda, CE e diluição



E por fim, pode-se afirmar novamente que a corrente de soldagem é o fator que mais afeta os resultados apresentados nas amostras estudadas neste trabalho, porém não é o único, associado a ele tem-se o diâmetro do arame, que se mostrou muito importante. Assim, parcela destes resultados estão relacionados a diferença entre o diâmetro do arame de solda do cordão interno e externo. Nota-se que as mudanças da quantidade de elementos de liga no cordão de solda foram mais significativas entre os cordões interno e externo do que entre a variação resultante do aumento de velocidade. Os valores de CE apresentados na Tabela 15 reforçam essa afirmativa.

5 CONCLUSÕES

Através da análise do comportamento entre a soldagem por arco submerso com velocidades de 800 mm/min, 1200 mm/min e 1600 mm/min, e dessa maneira da influência do aporte térmico, pode-se observar que:

- As principais microestruturas encontradas no cordão de solda foram: ferrita acicular (AF), ferrita com segunda fase (FS) e ferrita primária (PF) os quais condizem com a literatura apresentada neste trabalho. Sendo que a maior proporção foi o micronstituinte AF encontrado principalmente no metal de solda, proporcionando a esta área propriedade mecânicas superiores a ZTA.
- Com a redução do aporte térmico entre as Amostras V1, V2 e V3, as taxas de resfriamentos aumentaram e a quantidade de ferrita acicular aumentou proporcionalmente e como consequência é de se esperar que haja melhoria nas propriedades mecânicas.
- As ZTAs, por sua vez, apresentaram como principais microconstituintes a ferrita com segunda fase alinhada (FS(A)) e ferrita primária de contorno de grão (PF(G)) nas regiões de grãos grosseiros e de refino de grãos, tanto para o cordão interno como para o externo. Esses microconstituintes menos aciculares reduzem as propriedades mecânicas da junta e promovem em certas condições o amolecimento dessa região como foi observado através do ensaio de dureza realizado obtendo-se menores valores nessa região.
- A região intercrítica e subcrítica da ZTA apresentaram refinamento de grãos mais acentuados pelo pré e pós aquecimento térmico fornecidos pelo processo de soldagem com costura helicoidal, perceptível principalmente nas Amostras V1 e V3.
- As taxas de resfriamento do cordão externo são menores do que as cordões interno, proporcionado pelo maior aporte térmico e pelo pré aquecimento obtido através da energia imposta pelo cordão interno, condições que influenciam diretamente nas microestruturas formadas e discutidas ao longo deste trabalho.

- A soldagem com costura helicoidal proporciona os tratamentos de pré e pós aquecimento térmico sem custo adicional ao processo. Já que o cordão interno atua como fonte de pré aquecimento para o externo. De maneira similar, o pós tratamento térmico obtido no cordão interno em virtude da energia da soldagem do cordão externo.
- Avaliando-se a geometria dos cordões de solda, há diferença significativa nas área de penetração e reforço entre os cordões interno e externo numa mesma amostra que pode ser associado as diferenças de aporte térmico e diâmetro do arame, como esperava-se. Entre as amostras de mesma espessura (12,5 mm), Amostra V1 e V3, a diferença de corrente de soldagem causou a falta de penetração entre os cordões devido a fusão incompleta da junta e ausência de sobreposição dos cordões. Contudo, a Amostra V2, espessura maior (16 mm) apresentou similaridade entre o cordão interno e externo, fusão completa e sobreposição dos cordões, sendo a diferença máxima de área de penetração entre eles menor do que 5%. Fato que não era esperado, uma vez que com a redução do aporte térmico e aumento da espessura da chapa o comportamento da Amostra V2 deveria ser similar as Amostras V1 e V3.
- O desalinhamento apresentado em todas as três amostras estudadas sugere que este fato seja uma característica do processo de soldagem utilizando o equipamento FAMTHE. Nota-se que nesse caso, dependendo do grau de desalinhamento, pode ser desconsiderado. Isto também se torna uma fonte para futuros trabalhos.
- Levando-se em consideração todos os resultados obtidos, pode-se concluir que o aumento em 50% da velocidade de soldagem, passando esta de 800 mm/min para 1200 mm/min, e mantendo-se os demais parâmetros inalterados torna-se viável para o aumento da produção de tubulação com costura helicoidal. A Amostra V2 apresentou características microestruturais favoráveis a melhores propriedades mecânicas. Além desse fato, dentre as três amostras estudadas, ela foi a única que apresentou parâmetros geométricos aceitáveis, com sobreposição entre os cordões, menor grau de desalinhamento e fusão completa dos cordões de solda.

6 PROPOSTA PARA TRABALHOS FUTUROS

A partir deste estudo pode-se sugerir:

- Estudo do influência do desalinhamentos do cordões internos e externo de soldas produzidas com costura helicoidal.
- Caracterização mecânica das juntas soldadas a partir da variação da velocidade de soldagem.
- Estudo das variáveis de soldagem para parametrização adequada das velocidades estudadas.
- Estudo da adição de arame de soldagem através da técnica tandem-arc.
- Estudo da influência da diferença do diâmetro do eletrodo e das diferentes fontes de soldagem utilizadas.

REFERÊNCIAS

- 1 ASM Handbook - Welding, Brazing and Soldering. s.l. : **ASM international**, 1993. Vol. 6.
- 2 LIPPOLD, John C. **Welding metallurgy and weldability**. John Wiley & Sons, 2014.
- 3 MODENESI, P J, MARQUES, P V e SANTOS, D B. **Introdução à metalurgia da soldagem**. Belo Horizonte, MG : UFMG, 2012.
- 4 RIBEIRO, A C N. **Avaliação da soldagem do aço naval AH36 microligado soldado pelo processo arco submerso com um e dois arame**. São Paulo: Dissertação de Mestrado, 2015. 165 p.
- 5 SINGH, R P; GARG, R. K.; SHUKLA, D. K. Parametric Effect on Mechanical Properties in Submerged arc welding process-A review. **International Journal of Engineering Science and Technology**, v. 4, n. 2, p. 11, 2012.
- 6 MAROUÇO, Erick de Sousa et al. ESTUDO DO APORTE TÉRMICO NAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DE METAIS DE SOLDA DE AÇO C-Mn OBTIDOS PELO PROCESSO ARCO SUBMERSO. **Tecnologia em Metalurgia, Materiais e Mineração**, v. 10, n. 2, p. 128-137, 2013.
- 7 JUNIOR, J C S; ROCHA, D B; BRANDI, S D. Uma Breve Revisão Histórica do Desenvolvimento da Soldagem dos Aços API para Tubulações. **Soldagem & Inspeção**, São Paulo, v. 18, n. 2, p. 176-195, 2013.
- 8 JÚNIOR, JOSÉ F C B. **Aumento da velocidade de soldagem para processo de arco submerso em juntas de um tubo de aço API X70**. Guaratinguetá: Dissertação de Mestrado, Universidade Estadual Paulista, 2009. 131
- 9 VAN MINNEBRUGGEN, Koen et al. Strain based design considerations for spiral welded pipelines. In: **Sustainable Construction and Design (SCAD-2012)**. Ghent University, Laboratory Soete, 2012. p. 44-51
- 10 MARQUES, P V, MODENESI, P J e BRACARENSE, A Q. **Soldagem - fundamentos e tecnologia**. 3º. Belo Horizonte : Editora UFMG, 2009. p. 364.
- 11 GHOSH, A, CHATTOPADHYAYA, S e SARKAR, P K. Critical Analysis of Confounded Parameters of SAW Process. **Procedia Engineering**, v. 10, pp. 2786–2790, 2011.
- 12 ARAÚJO, M R V. **Caracterização microestrutural do metal de solda depositado por arco submerso em chapas de aço-carbono estrutural**. Ilha Solteira: Dissertação de Mestrado, Universidade Estadual Paulista, 2006. 118 p.
- 13 CHO, Dae-Won et al. Analysis of submerged arc welding process by three-dimensional computational fluid dynamics simulations. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 213, n. 12, p. 2278-2291, 2013.

- 14 GHOSH, A, et al. Assessment of Heat Affected Zone of Submerged Arc Welding Process through Digital Image Processing. **Procedia Engineering**, v. 10, p. 2782–2785, 2011.
- 15 FOROUZAN, M. R. et al. Residual stress prediction in submerged arc welded spiral pipes. **Materials & Design**, v. 33, p. 384-394, 2012.
- 16 ALOBAIDI, W; SANDGREN, E. Detection of defects in spiral/helical pipes using RF technology. In: **11th Pipeline Technology Conference**. 2016. p. 22-33.
- 17 SADOWSKI, Adam J.; ROTTER, J. Michael. Modelling and behaviour of cylindrical shell structures with helical features. **Computers & Structures**, v. 133, p. 90-102, 2014.
- 18 PINTO, FILIPE C. **Caracterização mecânica e microestrutural do aço API 5L - X65 soldado por feixe de elétrons**. Lorena: Dissertação de Mestrado, Universidade de São Paulo, 2011. 119 p.
- 19 ASLANI, Farhad et al. Behaviour and design of hollow and concrete-filled spiral welded steel tube columns subjected to axial compression. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 128, p. 261-288, 2017.
- 20 NASIM, K et al. Investigation of residual stress development in spiral welded pipe. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 215, p. 225-238, 2015.
- 21 SADOWSKI, A J. et al. Analysis of variance of tensile tests from spiral welded carbon steel tubes. **Construction and Building Materials**, v. 75, p. 208-212, 2015.
- 22 LIMA JUNIOR, D R. **Caracterização microestrutural e mecânica de juntas soldadas utilizando os processos GTAW, FCAW e SMAW**. Recife: Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Pernambuco, 2013. 81 p.
- 23 MARQUES, P V; MODENESI, P J. Algumas equações úteis em soldagem. **Soldagem & Inspeção**, v. 19, n. 1, p. 91-101, 2014.
- 24 YURIOKA, N. Physical metallurgy of steel weldability. **ISIJ international**, v. 41, n. 6, p. 566-570, 2001.
- 25 GORNI, A. A.; DA SILVEIRA, J. H. D.; REIS, J. S. Metalurgia dos aços microligados usados em tubos soldados de grande diâmetro. **Corte & Conformação de Metais**, p. 50-63, 2010
- 26 CALCULATION SOFTWARE OF WELDING. Disponível em: http://www-it.jwes.or.jp/weld_simulator/en/cal1.jsp. Acesso em: 20 de julho de 2017.
- 27 TALAŞ, Ş. The assessment of carbon equivalent formulas in predicting the properties of steel weld metals. **Materials & Design (1980-2015)**, v. 31, n. 5, p. 2649-2653, 2010.
- 28 GHOSH, Aniruddha; CHATTOPADHYAYA, Somnath; DAS, R. K. Effect of heat input on submerged arc welded plates. **Procedia engineering**, v. 10, p. 2791-2796, 2011.

- 29 KANJILAL, P.; PAL, T. K.; MAJUMDAR, S. K. Combined effect of flux and welding parameters on chemical composition and mechanical properties of submerged arc weld metal. **Journal of materials processing technology**, v. 171, n. 2, p. 223-231, 2006.
- 30 FARHAT, H. **Effects of Multiple Wires and Welding Speed on the Microstructures and Properties of Submerged Arc Welded X80 Steel**. Saskatoon: Tese de Doutorado, 2007. p. 159 p.
- 31 BARBEDO, N D D; CORRÊA, E. O.; CASTRO, C. A. C. Avaliação comparativa dos processos de soldagem gmaw e fcaw utilizando aço ASTM A-36 para verificar a soldabilidade, propriedades metalúrgicas e geométricas, e resistência mecânica. In: **XXXVII Congresso Nacional de Soldagem**, Natal, Brasil. 2011.
- 32 MODENESI, P J. Soldabilidade dos aços transformáveis. **UFMG, Belo Horizonte, MG**, 2004.
- 33 SHARMA, S K; MAHESHWARI, S. A review on welding of high strength oil and gas pipeline steels. **Journal of Natural Gas Science and Engineering**, v. 38, p. 203-217, 2017.
- 34 MOEINIFAR, S.; KOKABI, A. H.; HOSSEINI, HR Madaah. Role of tandem submerged arc welding thermal cycles on properties of the heat affected zone in X80 microalloyed pipe line steel. **Journal of materials processing technology**, v. 211, n. 3, p. 368-375, 2011.
- 35 ALBUQUERQUE, S F et al. Avaliação da microestrutura e propriedades mecânicas de metais de solda obtidos por processos de soldagem manual e automatizado utilizado na soldagem de aço API 5L X80. **Soldagem & Inspeção**, v. 16, p. 322-332, 2011.
- 36 MARTINS, W. P. et al. Influência dos parâmetros de soldagem no comportamento microestrutural e nas propriedades mecânicas de juntas soldadas em aços ARBL. **Anais ABCM**, v. 6.
- 37 DESHMUKH, Pradeep; SORTE, M. B. Optimization of welding parameters using Taguchi method for submerged arc welding on spiral pipes. **International Journal of Recent Technology and Engineering (IJRTE) ISSN**, p. 2277-3878, 2013.
- 38 FORTES, C.; ARAÚJO, W. Apostila de arco submerso. **Desenvolvimento e Pesquisa-ESAB BR**, 2004.
- 39 EFFECTS OF INPUT PARAMETERS ON WELD BEAD GEOMETRY OF SAW PROCESS. GHOSH. Proceedings of the International Conference on Mechanical Engineering.
- 40 FERRARESI, H N; FERNANDES, D B; VILARINHO, L O. Influência Das Condições De Soldagem Sobre A Taxa De Deposição, Taxa De Escória Fundida, Rendimento De Deposição E Perfil Do Cordão De Solda Do Processo Arco Submerso. **8º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, Anais ABCM, 2015.

- 41 ASTM E-384. Standard Test Method for Microindentation Hardness of Materials, 2016.
- 42 SCHNEIDER, C A.; RASBAND, W S.; ELICEIRI, K W. NIH Image to ImageJ: 25 years of image analysis. **Nature methods**, v. 9, n. 7, p. 671-675, 2012.
- 43 TADAVI, T. et al. Microscopic Analysis of Heat Affected Zone (HAZ) of Submerged Arc Welding (SAW) Joint for 1018 Mild Steel Sheet. 2017.
- 44 FAZZINI, P. G. et al. Fatigue assessment of a double submerged arc welded gas pipeline. **International journal of fatigue**, v. 29, n. 6, p. 1115-1124, 2007.
- 45 KUMAR, S e GUPTA, E D. Optimization of Submerged Arc Welding Parameters for Joining Dissimilar Materials: A review. **International Journal of Aerospace and Mechanical Engineering**. v. 4, n. 1, 2017.
- 46 ROY, J et al. Study the Influence of Heat Input on the Shape Factors and HAZ width during Submerged Arc welding. **Indian Welding Journal**, v. 48, n. 1, 2015.
- 47 NGUYEN, T. Ninh; WAHAB, Muhammad Abdul. The effect of weld geometry and residual stresses on the fatigue of welded joints under combined loading. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 77, n. 1, p. 201-208, 1998.
- 48 VAN MINNEBRUGGEN, K et al. Parametric finite element model for spiral welded pipes sections loaded in tension. **International Journal Sustainable Construction & Design**, v. 4, n. 1, 2013.
- 49 HERTELÉ, S; COSHAM, A; ROOVERS, Paul. Structural integrity of corroded girth welds in vintage steel pipelines. **Engineering Structures**, v. 124, p. 429-441, 2016.
- 50 KIBEY, S. A. et al. Effect of misalignment on the tensile strain capacity of welded pipelines. In: **The Eighteenth International Offshore and Polar Engineering Conference**. International Society of Offshore and Polar Engineers, 2008.
- 51 GHOSH, Aniruddha et al. Prediction of submerged arc welding yield parameters through graphical technique. **Procedia Engineering**, v. 10, p. 2797-2802, 2011.
- 52 SHEN, S.; OGUOCHA, I. N. A.; YANNACOPOULOS, S. Effect of heat input on weld bead geometry of submerged arc welded ASTM A709 Grade 50 steel joints. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 212, n. 1, p. 286-294, 2012.
- 53 KOLHE, K P.; DATTA, C. K. Prediction of microstructure and mechanical properties of multipass SAW. **Journal of materials processing technology**, v. 197, n. 1, p. 241-249, 2008.
- 54 JORGE, J C F et al. Propriedades Mecânicas e Microestruturais de Juntas Soldadas pelo Processo a Arco Submerso com Elevado Aporte Térmico. **Soldagem & Inspeção, São Paulo**, v. 20, n. 3, p. 347-358, 2015.
- 55 ICHIMIYA, K et al. Steel Plates With Excellent HAZ Toughness for Offshore Structure. In: **ASME 2013 32nd International Conference on Ocean, Offshore and**

Arctic Engineering. American Society of Mechanical Engineers, 2013. p. V003T03A021-V003T03A021.

56 ALBUQUERQUE, S F, et al. Avaliação da Microestrutura e Propriedades Mecânicas de Metais de Solda Obtidos por Processos de Soldagem Manual e Automatizado utilizado na Soldagem de Aço API 5L X80. **Soldagem & Inspeção**. V. 16, n. 4, p. 322-332

57 MOHAMMADIJOO, M et al. Influence of cold-wire tandem submerged arc welding parameters on weld geometry and microhardness of microalloyed pipeline steels. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 88, n. 5-8, p. 2249-2263, 2017

58 EQUBAL, Md Israr et al. Effect of Cooling Rate on the Microstructure and Mechanical Properties of Medium Carbon Steel. **International Journal of Metallurgical Engineering**, v. 5, n. 2, p. 21-24, 2016.

59 DA SILVA, Ailton Fernando et al. Análise microestrutural do metal de solda de perfis soldados de um lado só utilizados na construção civil. 2016.

60 DE PARIS, A F, MULAZZANI, F e DE PARIS, J M. Estudo Microestrutural de Aço Carbono Soldado com o Processo Arco Submerso e Adições de Fe-Ti. **Soldagem & Inspeção**, v. 17, n. 1, p. 58-64, 2012.

61 LAN, L et al. Influence of microstructural aspects on impact toughness of multi-pass submerged arc welded HSLA steel joints. **Materials & Design**, v. 90, p. 488-498, 2016.

62 PENG, Y; CHEN, W; XU, Z. Study of high toughness ferrite wire for submerged arc welding of pipeline steel. **Materials characterization**, v. 47, n. 1, p. 67-73, 2001.

63 ZHANG, T et al. Global progress on welding consumables for HSLA steel. **ISIJ international**, v. 54, n. 7, p. 1472-1484, 2014.

64 REN, D et al. Effects of welding wire composition and welding process on the weld metal toughness of submerged arc welded pipeline steel. **International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials**, v. 16, n. 1, p. 65-70, 2009.

65 GUEDES, R P. **Influência da corrente de soldagem nas propriedades de juntas de aço de alta resistência e baixa liga soldadas com eletrodo revestido**. Recife: Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Pernambuco, 2009. 76 p.

66 BABU, S S; S A, David. Inclusion formation and microstructure evolution in low alloy steel welds. **ISIJ international**, v. 42, n. 12, p. 1344-1353, 2002.

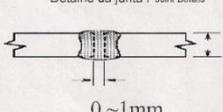
67 FIGUEIRÔA, D W, et al. Influência da Posição e dos Parâmetros de Soldagem na Soldagem TIG Orbital Aplicada a Tubulações de Aço Baixo Carbono. **Soldagem & Inspeção**, v. 20, n. 4, p. 446-455, 2015.

68 ALECIO, R A. **Estudo da Relação Microestrutura/Propriedades Mecânicas de Sub-Regiões de Zonas Termicamente Afetadas - ZTAs do Aço API 5L X80**. Recife: Tese de Doutorado, Universidade Federal de Pernambuco. 2015. 87 p.

- 69 MOHAMMADIJOO, M et al. Characterization of HAZ of API X70 Microalloyed Steel Welded by Cold-Wire Tandem Submerged Arc Welding. **Metallurgical and Materials Transactions A**, v. 48, n. 5, p. 2247-2259, 2017.
- 70 ALBUQUERQUE, S F et al. Estudo do Comportamento do Aço API 5L X80 quando submetido à Soldagem por Processo Automatizado. **Soldagem & Inspeção, São Paulo**, v. 17, p. 137-146, 2012.
- 71 GUNARAJ, V.; MURUGAN, N. Prediction of heat-affected zone characteristics in submerged arc welding of structural steel pipes. **WELDING JOURNAL-NEW YORK-**, v. 81, n. 3, p. 45-s, 2002.
- 72 PERINI, F G. **Propriedades mecânicas e microestruturais de aços de alta resistência e baixa liga soldados**. Caxias do Sul: Dissertação de Mestrado, Universidade de Caxias do Sul, 2008. 96 p.
- 73 HU, Jun et al. Effect of welding heat input on microstructures and toughness in simulated CGHAZ of V–N high strength steel. **Materials Science and Engineering: A**, v. 577, p. 161-168, 2013.
- 74 NASCIMENTO, F J P P et al. ESTUDO COMPARATIVO DA GEOMETRIA DO CORDÃO DE SOLDA, VARIANDO-SE ALGUNS PARÂMETROS DE PROCESSO DE SOLDAGEM MIG/MAG. **8º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**. Salvador, BA : s.n., 2015.
- 75 OLIVEIRA, A D.; CLAIN, A F. Estudo Comparativo da Espectrometria de Emissão Atômica com Fonte de Plasma Indutivamente Acoplado com a Espectrometria de Emissão Atômica com Fonte de Centelha para Análise Quantitativa de Aço. **Revista Eletrônica TECEN**, v. 3, n. 1, p. 44-58, 2016.

ANEXOS

Anexo 1 – EPS – Especificação de procedimento de soldagem empresa MEMPS

Mempis		ESPECIFICAÇÃO DE PROCEDIMENTO DE SOLDAGEM (EPS) WELDING PROCEDURE SPECIFICATION (WPS)				ASME IX 2004 AD06		
Nome da Companhia: Company Name: MEMPS		Identificação: Identification: 005107		Página: Page: 1/1				
Cliente: Client: ---		Revisão: Revision: 1		Data: Date: 15/07/2008		Por: By: ANDRE ROSENDO		
OS Nº: WO No.: ---		Tipo: Type: <input type="checkbox"/> Manual <input type="checkbox"/> Semi-Automático		<input type="checkbox"/> Mecânico <input checked="" type="checkbox"/> Automático				
Processo (s) de Soldagem: Welding Process (es): SAW		RQP Suporte Nº: Supporting PQR No.: 005107						
PROJETO DA JUNTA UTILIZADA / JOINT DESIGN USED				POSIÇÃO / POSITION				
Tipo: Type: SOLDA DE TOPO / BUTT WELD				Posição do Chanfro: Position of Groove: Plana Filete: Plana				
<input type="checkbox"/> Único Lado / Single <input checked="" type="checkbox"/> Ambos os Lados / Double Weld				Progressão Vertical: Vertical Progression: <input type="checkbox"/> Asc. <input type="checkbox"/> Desc.				
Mata Junta: Backing: <input type="checkbox"/> Sim / Yes <input checked="" type="checkbox"/> Não / No				Material da Mata Junta: Backing Material: N. A.				
Abertura de Raiz: Root Opening: 3,0 mm				Dim. Face da Raiz: Root Face Dimension: NA				
Ângulo do Chanfro: Groove Angle: ---				Raio (J-U): Radius (J-U): ---				
Goivagem da Raiz: Backing Gouging: <input type="checkbox"/> Sim / Yes <input checked="" type="checkbox"/> Não / No				Método: Method: NA				
METAL DE BASE / BASE METALS				CARACTERÍSTICAS ELÉTRICAS / ELECTRICAL CHARACTERISTICS				
Esp. do Material: Material Spec: P.n 1 X P.n 1				Modo de Transferência: Transfer Mode: <input type="checkbox"/> Curto Circuito <input type="checkbox"/> Globular				
Tipo ou Grau: Type or Grade: Grupo 1 \ Grupo 2				<input type="checkbox"/> Splay <input type="checkbox"/> Pulsada				
Espessura: Thickness: ---				Corrente: Current: <input type="checkbox"/> CA <input checked="" type="checkbox"/> CCEP <input type="checkbox"/> CCEN				
Diâmetro (Tubo): Diameter (Pipe): NA				Outros: Other: ---				
METAL DE SOLDA / FILLER METAL				Eletrodo de Tungstênio / Tungsten Electrode (GTAW)				
Especificação AWS: AWS Specification: AWS A5.17				Dim.: Size: ---				
Classificação AWS: AWS Classification: F7AZ / EL 12				Tipo: Type: ---				
A n. / F n.: 1 / 6				TÉCNICA / TECHNIQUE				
PROTEÇÃO / SHIELDING				Cordão Estreito ou Osc.: Stringer or Weave Bead: Estreito				
Fluxo: Flux: Fluxo OK1081				Gás: Gas: ---				
Eletrodo-Fluxo (Class.): Electrode-Flux (Class.): F7AZEL 12				Composição: Composition: ---				
Taxa de Vazão: Flow Rate: ---				Taxa de Vazão: Flow Rate: ---				
Dim. Bocal de Gás: Gas cup Size: ---				Taxa de Vazão: Flow Rate: ---				
PREAQUECIMENTO / PREHEAT				Oscilação: Oscillation: ---				
Temp. Preaq., Min.: Preheat Temp., Min.: -15 °C				Distância Bico / Peça: Contact Tip to Work Distance: ~ 30 mm				
Temp. Interp., Min.: Interpass Temp., Min.: -15 °C				Máx.: Max.: < 150 °C				
				Tempo: Time: ---				
				Tempo: Time: ---				
PROCEDIMENTO DE SOLDAGEM / WELDING PROCEDURE								
Passes / Camadas Pass / Weld Layer (s)	Processo Process	Metal de Adição / Filler Metal		Corrente Current		Tensão Tension (V)	Velocidade de Avanço Travel Speed (cm/min.)	Detalhe da junta / Joint Details 
		Class. Class.	Diam. Diam.	Tipo e pol. Type & Polarity	Corrente (A) Current (A)			
PRIMEIRO PASSE	SAW	F7AZ / EL 12	2,4	CC / +	250-550	30-36	20-40	0 ~ 1mm T
Esmerilhamento dos pontos para lado externo								
SEGUNDO PASSE	SAW	F7AZ / EL 12	2,4	CC / +	300-650	32-38	20-40	02 Passes
Preparado / Prepared		Aprovado / Approved		Cliente / Client		Outro / Other		
André L. Rosendo da Silva Inspetor de Soldagem N-2 Data / Date: 15/07/08		Vitor Vanderlei Santos Inspetor de Solda / LP / PM Data / Date: 15/07/08		GRJSC-248017/08 NQC: 035381				

Anexo 2 – Relatório de composição química do metal de solda

		ANÁLISE LABORATORIAL - AL Nº 187/17									
CLIENTE:		UFPE									
TIPO DE ANÁLISE: QUÍMICA (X) FÍSICA () METALOGRAFIA ()											
QUANTIDADE MÍNIMA DE ELEMENTOS: 08											
PRAZO DE ENTREGA: 05 DIAS											
ANÁLISE QUÍMICA (EM ESPECTRÔMETRO COMPUTADORIZADO)											
IDENTIFICAÇÃO	% C	% Si	% Mn	% P	% S	% Cr	% Ni	% Mo	% Cu	% Al	% V
AMOSTRA V1 INFERIOR	0,11	0,31	1,00	0,020	0,010	0,01	0,02	0,00	0,02	0,016	0,001
AMOSTRA V1 SUPERIOR	0,13	0,48	1,27	0,026	0,009	0,01	0,02	0,00	0,02	0,017	0,001
AMOSTRA V2 INFERIOR	0,11	0,36	1,02	0,021	0,010	0,01	0,02	0,00	0,02	0,018	0,001
AMOSTRA V2 SUPERIOR	0,13	0,52	1,34	0,026	0,009	0,02	0,02	0,00	0,02	0,019	0,004
AMOSTRA V3 INFERIOR	0,10	0,28	0,90	0,016	0,008	0,01	0,02	0,00	0,01	0,015	0,001
AMOSTRA V3 SUPERIOR	0,10	0,52	1,20	0,020	0,009	0,01	0,02	0,33	0,03	0,015	0,001
PROPRIEDADES MECÂNICAS											
ENSAIO DE TRAÇÃO/NORMA: ***											
ENSAIO DE IMPACTO/NORMA: ***											
AMOSTRA Nº	RESISTÊNCIA A TRAÇÃO Kg/mm²	LIMITE DE ESCOAMENTO Kg/mm²	ALONGAMENTO %	REDUÇÃO DE ÁREA	DUREZA HB	ENSAIO DE IMPACTO					
****	****	****	***	***	***	*****	*****	*****	*****	*****	*****
****	****	****	***	***	***	*****	*****	*****	*****	*****	*****
OBS: Certificado emitido eletronicamente, dispensa assinaturas.											
ANALISTA: CONTROLE DA QUALIDADE						SUPERVISOR: CONTROLE DA QUALIDADE					
Elton Santana						Marcelo B.Cavalcanti					
DATA:16/06/17 VISTO:						DATA:16/06/17 VISTO:					

Anexo 3 – Tabelas de dados de dureza cordões externos e internos

Cordões Externos			
Distância (mm)	Amostra V1	Amostra V2	Amostra V3
-14,8			187
-14,4			183
-14			181
-13,6			188
-13,2			185
-12,8	186		180
-12,4	191		183
-12	195	190	182
-11,6	191	190	162
-11,2	191	187	157
-10,8	180	181	155
-10,4	172	180	148
-10	182	181	150
-9,6	187	178	167
-9,2	195	180	155
-8,8	197	173	156
-8,4	194	175	161
-8	198	185	177
-7,6	232	195	165
-7,2	245	199	164
-6,8	237	190	169
-6,4	246	196	175
-6	235	212	199
-5,6	243	211	196
-5,2	229	192	207
-4,8	239	202	199
-4,4	236	193	213
-4	234	216	217
-3,6	216	205	200
-3,2	228	196	193
-2,8	232	206	199
-2,4	220	211	197
-2	232	202	195
-1,6	229	203	190
-1,2	226	205	189
-0,8	238	203	196
-0,4	229	200	201
0	227	203	208
0,4	246	185	198
0,8	232	207	202

1,2	244	205	200
1,6	243	196	203
2	239	204	208
2,4	240	192	209
2,8	247	179	213
3,2	236	186	211
3,6	235	207	206
4	234	187	200
4,4	239	196	197
4,8	228	194	200
5,2	226	203	196
5,6	220	201	190
6	233	199	182
6,4	235	179	177
6,8	224	188	189
7,2	237	184	187
7,6	196	177	180
8	193	182	186
8,4	182	182	174
8,8	189	181	169
9,2	175	195	
9,6	179	170	
10	177	176	
10,4	171	180	
10,8	176	176	
11,2	179	172	
11,6		176	
12		178	
Cordões Internos			
Distância (mm)	Amostra V1	Amostra V2	Amostra V3
-12			162
-11,6			164
-11,2			164
-10,8		183	161
-10,4		190	158
-10		183	159
-9,6	180	183	176
-9,2	178	186	186
-8,8	180	189	183
-8,4	171	185	169
-8	173	188	157
-7,6	164	205	163
-7,2	185	199	159
-6,8	184	218	155

0	197	210	154
-6	202	211	156
-5,6	202	214	161
-5,2	201	224	161
-4,8	210	233	160
-4,4	189	237	162
-4	192	233	170
-3,6	199	234	173
-3,2	208	249	177
-2,8	192	240	169
-2,4	183	226	179
-2	183	227	169
-1,6	186	223	175
-1,2	200	216	184
-0,8	194	227	193
-0,4	192	235	192
0	190	234	185
0,4	187	226	179
0,8	187	223	176
1,2	198	220	186
1,6	202	234	188
2	204	245	184
2,4	198	215	178
2,8	206	221	184
3,2	203	232	173
3,6	190	222	181
4	196	212	169
4,4	184	221	155
4,8	169	221	147
5,2	154	220	147
5,6	149	232	144
6	154	229	149
6,4	157	223	148
6,8	169	203	147
7,2	166	209	153
7,6	157	205	151
8	158	200	156
8,4	164	203	157
8,8	170	205	156
9,2	168	208	157
9,6	166	204	157
10	177	196	150
10,4	182	200	
10,8	177	219	
11,2	175	216	

11,6	170	228	
12	170	227	
12,4	170	212	
12,8	176	227	
13,2	179	212	
13,6		212	