CEFET/RJ
DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

EFEITO DE TRATAMENTOS TÉRMICOS PÓS-SOLDAGEM NAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DA ZTA DE UM AÇO FUNDIDO DE ALTA RESISTÊNCIA

Elias Macedo de Oliveira

Dissertação de Mestrado apresentada ao programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais como parte dos requisitos necessários para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Orientadores:
Luís Felipe Guimarães de Souza, D.Sc.
Jorge Carlos Ferreira Jorge, D.Sc.

RIO DE JANEIRO
Dezembro de 2014

EFEITO DE TRATAMENTOS TÉRMICOS PÓS-SOLDAGEM NAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DA ZTA DE UM AÇO FUNDIDO DE ALTA RESISTÊNCIA

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do título de Mestre em Ciências em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Elias Macedo de Oliveira

Aprovada por:

Presidente, Luís Felipe Guimarães de Souza, D. Sc.

Professor Jorge Carlos Ferreira Jorge, D.Sc.

Professor, Hector Reynaldo Meneses Costa, D. Sc.

Professor, Leonardo Sales Araújo, D. Sc, (COPPE-UFRJ).

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL
Dezembro de 2014

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Central do CEFET/RJ

O48 Oliveira, Elias Macedo de
Efeito de tratamentos térmicos pós-soldagem nas propriedades mecânicas da ZTA de um aço fundido de alta resistência / Elias Macedo de Oliveira.—2014.
xii, 49f. : il. (algumas color.) , grafs. , tabs. ; enc.

Dissertação (Mestrado) Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, 2014.
Bibliografia : f. 45-49
Orientadores : Luís Felipe Guimarães de Souza
Jorge Carlos Ferreira Jorge

1. Engenharia mecânica. 2. Aço – Tratamento térmico. 3. Aço – Propriedades mecânicas. 4. Aço fundido. 5. Soldagem. I. Souza, Luís Felipe Guimarães de (Orient.). II. Jorge, Jorge Carlos Ferreira (Orient.). III. Título.

CDD 620.17

"À professora e minha esposa Célia Regina Viana de Oliveira (in memoriam) pelo incentivo no início dessa jornada e aos meus filhos Zélia e Elias pelo apoio."

Agradecimentos

A Deus, por sempre estar presente em todos os meus momentos e providenciar pessoas de extremo valor para fazer parte da minha vida, me ajudando e me direcionando.

Sou muito grato aos estimados orientadores, Professores Luís Felipe Guimarães de Souza (D.Sc.) e Jorge Carlos Ferreira Jorge (D.Sc.), pelo apoio e incentivo neste projeto e principalmente pela dedicação, paciência e amizade, fundamentais para conclusão deste desafio.

A equipe de Professores do PPEMM/CEFET/RJ, pelos conhecimentos transmitidos nas disciplinas que foram ministradas ao longo deste curso.

Aos funcionários do PPEMM/CEFET/RJ, pelo atendimento e auxílio dedicado em todos os momentos.

À FLUKE ENGENHARIA LTDA, pelo inestimável suporte técnico e operacional para execução das soldagens, tratamento térmico e ensaios mecânicos.

Ao colega Carlos Eduardo Reuther de Siqueira pela ajuda e incentivo neste projeto.

A todos os familiares e amigos, que de uma forma ou de outra contribuíram para a realização deste trabalho.

RESUMO

EFEITO DE TRATAMENTOS TÉRMICOS PÓS-SOLDAGEM NAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DA ZTA DE UM AÇO FUNDIDO DE ALTA RESISTÊNCIA

Elias Macedo de Oliveira

Orientadores:
Luis Felipe Guimarães de Souza, D.Sc.
Jorge Carlos Ferreira Jorge, D.Sc.

Resumo da Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

O presente trabalho discute o efeito da variação do tempo de tratamento térmico pós-soldagem nas propriedades mecânicas da ZTA de aço fundido de elevada resistência, complementando estudo anterior, onde se avaliou o efeito da variação da temperatura de tratamento pós-soldagem, de modo que seja possível a garantia da confiabilidade de procedimento de soldagem para reparo de acessórios fundidos, que permitam a obtenção de elevadas resistência mecânica e tenacidade ao impacto, da ordem de 860 MPa e 50 Joules à -20 °C, respectivamente. Foram soldadas juntas multipasse para avaliação de propriedades mecânicas e microestruturais de aço fundido de alta resistência mecânica, com preaquecimento de 200 ºC, corrente contínua, posição plana e aporte térmico médio de 1,5 kJ/mm. Após a soldagem, realizaram-se ensaios de tração, impacto Charpy-V, dureza e metalográficos por microscopia eletrônica de varredura em corpos-de-prova retirados da zona termicamente afetada e do metal base, tanto na condição de como soldado quanto após tratamentos térmicos pós-soldagem. Os tratamentos térmicos pós-soldagem consistiram de alívio de tensões a 600 ºC, com tempos variados entre 1 e 3 horas, visando avaliar o efeito destes tratamentos nas propriedades da zona termicamente afetada. Os resultados mostraram que as propriedades mecânicas apresentaram pouca variação com os tratamentos térmicos, evidenciando a confiabilidade do procedimento de soldagem para reparos em aços fundidos.

Palavras-chave:

Tratamento térmico pós-soldagem; Aço fundido; Alta resistência.

RIO DE JANEIRO
Dezembro de 2014

ABSTRACT

EFFECT OF POST-WELD HEAT TREATMENT ON THE MECHANICAL PROPERTIES OF THE HAZ OF A HIGH STRENGTH CAST STEEL

Elias Macedo de Oliveira

Advisors:
Luís Felipe Guimarães de Souza, D.Sc
Jorge Carlos Ferreira Jorge, D.Sc.

Abstract of dissertation submitted to Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais - Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ as partial fulfillment of the requirements for the degree of Master in Mechanical Engineering and Materials Technology.

This study evaluates the effect of the post-weld heat treatment time variation on the mechanical properties of the HAZ of a high strength cast steel, complementing an earlier study, which evaluated the temperature variation effect on post-welding treatment, so that it becomes possible to guarantee the reliability of the welding procedure for repairing cast steel accessories allowing to achieve high strength and impact toughness of the order of 860 MPa and 50 Joules at -20 °C, respectively. Multipass joints were welded to evaluate the mechanical and microstructural properties of a cast steel with high mechanical strength, with preheating to 200 ºC, DC current, flat position and average heat input of 1.5 kJ / mm. After welding, tensile, Charpy-V impact and hardness tests were performed for mechanical properties characterization and metallographic test by scanning electron microscopy were carried out on specimens taken from the heat affected zone and base metal in both the as-welded condition and after post-heat treatment. The post-weld heat treatments consisted of stress relief at 600 ºC, with varying times between 1 and 3 hours, to evaluate the effect of these treatments on the properties of the heat affected zone. The results show that the post-weld heat treatment do not promote significant variations on mechanical properties, demonstrating the reliability of the welding procedure employed for repairing casting steels.

Keywords:

Post-weld heat treatment; Cast steel; High strength.

RIO DE JANEIRO
December 2014

Sumário

Introdução **1**
Capítulo I - Revisão Bibliográfica **4**
I.1 Comportamento de Juntas Soldadas de Aços Fundidos de Alta Resistência 4
I.1.1 Aços Fundidos de Alta Resistência 5
I.1.2 Soldabilidade de Aços Fundidos de Alta Resistência 8
I.1.3 Carbono Equivalente dos Aços Fundidos de Alta Resistência 9
I.1.4 Processos de Soldagem para Aços Fundidos de Alta Resistência 10
I.2 Efeito do Tratamento Térmico de Alívio de Tensões nas Propriedades Mecânicas 12
Capítulo II - Materiais e Métodos **17**
II.1 Materiais 17
II.1.1 Material de Base e metal de adição 17
II.2 Procedimento De Soldagem 18
II.3 Tratamentos Térmicos Pós Soldagem (TTPS) 19
II.4 Ensaios Mecânicos 20
II.4.1 Ensaios de Tração 20
II.4.2 Ensaios de Impacto Charpy-V 21
II. 4.3 Ensaios de Dureza 22
II.5 Ensaios Metalográficos 23
III.1 Ensaios De Tração 24
III.2 Ensaios De Impacto Charpy-V 25
III.3 Ensaios de Dureza 27
III.4 Ensaios Metalográficos da Junta Soldada 28
III.4.1 Macrografia 28
III.4.2 Micrografia 29
Capítulo IV - Discussão **36**
IV.1 Introdução 36
IV. 2 Ensaios De Tração 39
IV. 3 Ensaios de Impacto Charpy-V 39
IV.4 Ensaios de Dureza 40
IV.5 Ensaios Metalográficos 40
IV.6 Considerações Adicionais 41
Conclusões **43**
Sugestões para Trabalhos Futuros **44**
Referências Bibliográficas **45**

Lista de tabelas

Tabela Introdução 1- Propriedades mecânicas dos aços segundo a norma IACS W22.....2
Tabela I.1 - Aplicações offshore para o uso de aços de alta resistência. 7
Tabela I.2 - Fórmulas propostas pelo autor com as melhores equações de carbono equivalentes CE para propriedades mecânicas, microestruturais e gerais. 10
Tabela II.1 - Composição química dos materiais utilizados (% em peso).....17
Tabela II.2 - Propriedades mecânicas do aço fundido R4 17
Tabela II.3 - Parâmetros de soldagem utilizados.....18
Tabela III.1 - Resultados dos ensaios de tração.....24
Tabela III.2 - Resultados dos ensaios de impacto à -20 0C em Joules na junta soldada.....25
Tabela IV.1 - Propriedades mecânicas dos aços segundo a norma ASTM A 148 36
Tabela IV.2 - Composição química de aços fundidos para diversas aplicações. 37
Tabela IV.3 - Composição química de alguns aços grau R4.....38

Lista de figuras

Figura Introdução 1 - Exemplo esquemático de um sistema de ancoragem de uma plataforma semissubmersível. 1
Figura 2 - Exemplos de equipamentos de linhas de ancoragem com geometria complexa fabricados em aço fundido. 3
Figura I.1 - Critério de soldabilidade – Suscetibilidade a trinca. 8
Figura I.2 - Critérios para indução de trincas por hidrogênio. 13
Figura I.3 - Pós calor aplicado imediatamente após o último passe. 14
Figura I.4 - Gráfico TT para o Tratamento Térmico de Alivio de Tensões. 15
Figura I.5 - Influência do tempo e temperatura para alívio de tensões residuais. 16
Figura II.1 - Manilha de âncora utilizada para retirada do aço fundido grau R4. 17
Figura II.2- Detalhes da geometria do chanfro utilizado para soldagem do aço fundido R4. 18
Figura II.3 - Aspecto geral da soldagem. 19
Figura II.4 - Detalhe dos corpos de prova para ensaios de tração. 20
Figura II.5 - Posicionamento do entalhe no corpo-de-prova de impacto Charpy-V. 21
Figura II.6 - Posicionamento do entalhe no corpo-de-prova de impacto Charpy-V. 22
Figura II.7 - Detalhe do corpo de prova para varredura de dureza. 22
Figura II.8 – Localização das fotos da micrografia realizada no microscópico ótico (MO) e no eletrônico de varredura (MEV). 23
Figura III.1 - Detalhe do corpo-de-prova de tração da junta soldada após o ensaio. 24
Figura III.2 - Variação da energia absorvida da ZTA com o tempo de tratamento térmico. 26
Figura III.3 - Variação da energia absorvida para diferentes posições da ZTA após TTPS - 1h. 26
Figura III.4 - Variação da energia absorvida do metal de solda com o tempo de tratamento térmico. 27
Figura III.5 - Variação da microdureza Vickers com o tempo de tratamento térmico. 28
Figura III.6 - Macrografia da junta soldada. Aumento: 3X. Ataque: Nital 10% 28
Figura III.7A - Microestrutura representativa da ZTA (MO). Aumento: 500X. Ataque: Nital 2% 30
Figura III.7B - Microestrutura representativa da ZTA (MO). Aumento: 500X. Ataque: Nital 2% 31

Figura III.8A - Microestrutura representativa da ZTA (MEV). Aumento: 1000X. Ataque: Nital 2%.....32
Figura III.8B - Microestrutura representativa da ZTA (MEV). Aumento: 1000X. Ataque: Nital 2%. 33
Figura III.9 - Microestrutura do metal de solda. Ataque: nital 2%. 34
Figura III.10 - Ocorrência de precipitação nos contornos de grão do metal de solda na condição de TTPS-1H. Ataque: nital 2%. 35
Figura IV.1 - Diagrama de resfriamento contínuo do aço fundido estudado.....38

Lista de Abreviaturas e Símbolos

Abreviatura / Símbolo	Significado	Unidade
AL	Alongamento	-
A	Corrente	Ampére
AM	Microconstituinte formado por austenita retida e martensita	-
ASTM	American Society for Testing and Materials	-
AT	Aporte térmico	KJ/mm
AWS	American Welding Society	-
B	Bainita	-
CS	Como soldado	-
CP	Corpo de prova	-
FA	Ferrita acicular	-
LF	Linha de fusão	-
HV	Dureza Vickers	Kgf/mm2
IIW	International Institute of Welding	-
J	Energia absorvida	Joule
LE	Limite de escoamento	MPa
LR	Limite de resistência	MPa
RA	Redução de área	-
M	Martensita	-
MET	Microscopia eletrônica de transmissão	-
MEV	Microscopia eletrônica de varredura	-
MO	Microscopia ótica	-
SMAW	Shielded Metal Arc Welding	-
TTAT	Tratamento térmico de alívio de tensão	-
V	Voltagem	Volt
ZTA	Zona termicamente afetada	-

Introdução

Com a aceleração do desenvolvimento mundial, intensifica-se a demanda por energia, o que tem provocado um crescimento rápido de construção de novas estruturas de produção de petróleo em ambiente *offshore*. Com o avanço dos campos de exploração de óleo e gás para águas cada vez mais profundas e temperaturas mais baixas, surge um desafio muito grande para se obter materiais com características que atendam a estas condições. SUMAM et al. [1] enfatizam a necessidade da seleção adequada de materiais com propriedades mecânicas para as condições existentes em águas marinhas, com baixa temperatura e sob cargas dinâmicas. De acordo com KITAGAWA [2], as estruturas *offshore* construídas para os campos no sudeste da Ásia, Coréia e China, onde as condições são de águas mais profundas e temperaturas mais baixas que as encontradas no Brasil, requerem materiais e soldas de ligação mais resistentes e mais tenazes, com requisitos de impacto Charpy-V à temperaturas que variam de -20 ºC a -60 ºC, situação mais crítica que as condições ambientais brasileiras.

No caso do Brasil, devido ao fato das maiores reservas de petróleo estarem situadas em águas profundas, faz-se necessária a utilização de plataformas semissubmersíveis [3], as quais são mantidas em posição através de sistemas de ancoragem (Figura 1). Para esta aplicação, existem severos requisitos de projeto que podem exigir uma resistência mecânica superior a 860 MPa associada com uma tenacidade ao impacto da ordem de 50 joules à temperaturas de até -20 ºC [4].

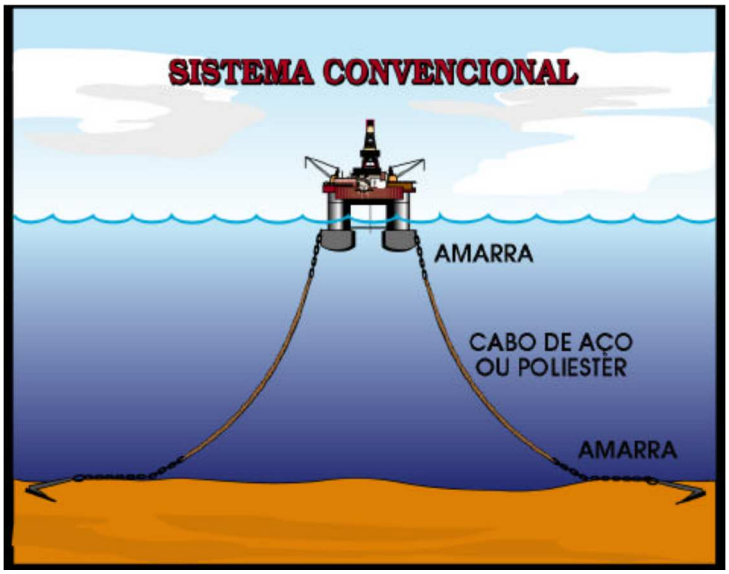


Figura 1 - Exemplo esquemático de um sistema de ancoragem de uma plataforma semissubmersível [3].

De fato, a Tabela 1 mostra os requisitos da norma W22 [4] para os aços empregados em amarras e acessórios de ancoragem, onde se nota os severos requisitos de resistência e

tenacidade, com destaque para o aço grau R4. Este nível de exigência torna a soldagem destes componentes um grande desafio em termos da definição do procedimento de soldagem mais adequado.

Tabela 1 - Propriedades mecânicas dos aços segundo a norma IACS W22 [4].

Grau	LE (MPa)	LR (MPa)	Al (%)	RA (%)	E_{cv} à -20 ºC (J)
R3	410	690	17	50	40
R3S	490	770	15	50	45
R4	580	860	12	50 (35*)	50
R4S	700	960	12	50	56
R5	760	1000	12	50	58

Obs.: LE – limite de escoamento; LR – limite de resistência; Al – alongamento; RA – redução de área; E_{cv} – energia Charpy-V. (*) Para aços fundidos.

Embora exista uma linha de pensamento que faça uma opção pela utilização de materiais forjados em equipamentos de ligação, devido ao melhor desempenho em fadiga [5], nem sempre é possível atender a esta necessidade. Isto decorre, não somente por questões de fornecimento, como também por questões técnicas, devido às geometrias complexas dos componentes. A Figura 2 mostra alguns exemplos de acessórios utilizados em linhas de ancoragem que apresentam projeto de difícil fabricação em forjado [6] com preço e prazo competitivos.

Desta forma, os aços fundidos ainda são utilizados nesta área de atuação. Contudo, como podem apresentar defeitos de fabricação que inviabilizariam a continuidade de fornecimento do equipamento, faz-se necessário um estudo criterioso da possibilidade da execução de reparos seguros por soldagem, com o objetivo de evitar o sucateamento prematuro destes equipamentos e, ao mesmo tempo, garantir que o reparo não interfira negativamente na operação de todo o sistema.

Neste contexto, foram realizados diversos estudos sobre o assunto [1,5-15], para evidenciar que é possível realizar a soldagem em acessórios de ancoragem para os diferentes graus de aço fundido de alta resistência mecânica, inclusive para o grau R4 [1,6], da norma IACS W22 [4].



(a) Manilha de âncora.



(b) Olhal de torpedo de ancoragem.



(c) Soquete tipo pêra.

Figura 2 - Exemplos de equipamentos de linhas de ancoragem com geometria complexa fabricados em aço fundido [6].

SUMAM et. al. [1], em estudo no qual avaliaram a viabilidade técnica da execução de soldagem de reparo em aço fundido de grau R4, evidenciaram que é possível realizar a execução da soldagem de reparo com propriedades mecânicas adequadas, desde que se realize um tratamento térmico de alívio de tensões posterior à soldagem, não somente para o alívio das tensões residuais, quanto para adequação das propriedades mecânicas da junta soldada. O trabalho citado [1] teve importância para criar evidências experimentais que atestaram a possibilidade de soldagem nestes aços, contribuindo para um melhor entendimento dos efeitos do ciclo térmico de soldagem nas propriedades mecânicas desse material, o qual ainda não tinha sido objeto de estudo pela literatura.

O presente trabalho dá continuidade e complementa este estudo [1], analisando o comportamento das propriedades da ZTA deste mesmo aço fundido grau R4 após a variação do tempo de tratamento térmico, de forma a tornar possível uma definição do procedimento de reparo mais adequado para este material.

Capítulo I - Revisão Bibliográfica

I.1 Comportamento de Juntas Soldadas de Aços Fundidos de Alta Resistência

MAGUDEESWARAN et. al. [7] citam que a soldagem tem sido amplamente utilizada na indústria como um dos métodos mais utilizados para ligação de componentes. Devido à heterogeneidade induzida pela soldagem, são criados diferentes comportamentos mecânicos nas regiões do metal base (MB), do metal de solda (MS) e na zona termicamente afetada (ZTA), o que torna complexa as condições de tensão e deformação das juntas soldadas. Para aços estruturais, a resistência das juntas soldadas determina a resistência de toda a estrutura. Afinal, elas são submetidas a várias formas de cargas cíclicas durante sua operação, e a falha por fadiga é a mais comum. Assim, na soldagem, fadiga é um fator importante na redução da vida útil dos componentes. Citam [7] ainda que a avaliação de juntas soldadas representa um grande problema industrial por duas razões: primeiro, as soldas tendem a ser zonas frágeis em uma estrutura, devido aos efeitos de concentração de tensão. Segundo, pela dificuldade em definir as propriedades dos materiais que variam ao longo da solda e da zona termicamente afetada (ZTA), o que torna difícil a previsão do comportamento de uma junta soldada com precisão, e que a junta de topo é a mais comum na fabricação e montagem de muitas estruturas utilizadas nas indústrias *offshore* e nuclear, o que dá grande espaço para os pesquisadores analisarem o comportamento sob diferentes tipos de condições de carga.

A análise de falha das soldagens aponta que a fadiga é a única a ser considerada para explicar a maior parte das falhas de ruptura. MAGUDEESWARAN et. al. [7] afirmam que, mesmo que as propriedades de fadiga do metal de solda sejam boas, os problemas podem ser causados quando há uma mudança abrupta na seção causada pelo excesso de reforço de solda, entalhe, inclusão de escória e falta de penetração, e quase 70% das trincas por fadiga ocorrem nas juntas soldadas. Além das considerações do projeto mecânico da junta; o processo de soldagem, o material de solda, o aporte de calor e o número de passes de solda influenciarão a microestrutura da junta soldada, o que, por sua vez, irá influenciar na extensão da zona termicamente afetada pelo calor e das tensões residuais que se acumulam no metal de base. Estes fatores irão, invariavelmente, afetar a resistência à fadiga através do aumento da propensão para a nucleação e crescimento inicial da trinca, causando a falha final do conjunto.

Com relação à fadiga, MODENESI [8] cita que a presença de tensões residuais de compressão na superfície de um componente é um fator para redução da chance de iniciação de trincas de fadiga. Em um componente soldado, as tensões residuais de tração devem ter um efeito negativo no seu desempenho à fadiga, embora não existam resultados claros quanto a este efeito. Isto se deve ao fato de que, possivelmente, sob a ação de cargas cíclicas, as tensões

residuais de soldagem devem ser, pelo menos parcialmente, aliviadas e as irregularidades superficiais como reforço e escamas têm um efeito predominante na redução da resistência à fadiga.

Cita ainda [8], que uma junta durante a soldagem é influenciada por vários fatores. Por exemplo, uma junta de maior espessura permite um escoamento de calor por condução mais fácil, o que tenderá a um resfriamento mais rápido durante a soldagem. Isto implica na formação de martensita tanto no metal de solda como na zona termicamente afetada (ZTA), dependendo da composição química do consumível e do aço a ser soldado.

I.1.1 Aços Fundidos de Alta Resistência

SUMAM [9] cita que é importante que os aços fundidos sejam amplamente compatíveis com outros aços, aços forjados ou laminados temperados e revenidos, com boa soldabilidade entre eles. Esses aços demandam propriedades mecânicas compatíveis com a aplicação em água do mar a baixa temperatura e devem suportar cargas dinâmicas.

Componentes fundidos de aço de alta resistência têm aplicação em vários sistemas utilizados em plataformas de petróleo, como componentes para sistemas de tubulação, sistema para movimentação de carga, juntas especiais para sistema de carregamento e descarregamento de óleo de navios petroleiros (Sistema *Offloading*), componentes para os sistemas de ancoragem de plataformas e navios de petróleo.

BUBERL et. al. [10] citam que os aços fundidos com elevada tensão de escoamento e com boa soldabilidade são materiais amplamente aplicados às estruturas *offshore* em condições de baixas temperaturas. O desenvolvimento dos aços fundidos deve estar voltado para a melhoria da resistência e da soldabilidade através da manipulação da composição química, buscando baixo carbono, baixo teor de elementos de liga e refino de grãos que atendam a tensão de escoamento e a tenacidade ao impacto.

De acordo com KITAGAWA et. al. [2], os aços de alta resistência são uma nova geração de aços, no mercado a mais de três décadas, que exibem propriedades acima das dos aços convencionais e estão disponíveis em vários graus. Seu uso ocorre em vários segmentos da indústria, seja pela necessidade de um material com capacidade para resistir a altas cargas ou para componentes de geometrias complexas, que não podem ser facilmente produzidas pelo processo de forjamento, como é o caso dos componentes para sistema de levantamento de carga e sistema de ancoragem de plataformas de petróleo. Outras aplicações incluem a fabricação de componentes para máquinas pesadas, máquinas agrícolas e sistema de transporte ferroviário.

De acordo com SADEGHI [11], a produção *offshore* de petróleo é uma das mais promissoras destas aplicações e representa um desafio para o engenheiro de projeto. Estas

estruturas *offshore* devem funcionar com segurança por um período de 25 anos ou mais e estão sujeitas a ambientes marinhos muito agressivos. Algumas considerações importantes de projeto são os picos de carga criados pelo vento, furacão e ondas, além das ondas centenárias, um critério de projeto para unidades flutuantes, que causam cargas de fadiga geradas durante a vida útil da plataforma e do movimento da plataforma. As plataformas estão, por vezes, sujeitas a fortes correntes que criam cargas no sistema de ancoragem e podem induzir vórtices. A estabilidade de uma plataforma em operação é proporcionada com o casco inferior submerso e mantida por enormes âncoras com mais de dez toneladas que, combinadas com a parte submersa, tornam a operação em águas turbulentas *offshore* estáveis e seguras.

Nas instalações marítimas, o projeto das unidades de perfuração e produção deve levar em consideração as questões de fadiga, corrosão por fadiga e fragilização por hidrogênio nas especificações de materiais. O projeto para resistir à fadiga é reconhecido como um dos principais requisitos para estruturas *offshore*, particularmente para equipamentos soldados em contato com a água do mar e sujeitos a altas concentrações de tensão. O efeito da água do mar sobre o desempenho de fadiga é considerado como o mais prejudicial para os aços de alta resistência, devido a sua maior suscetibilidade à fissuração por hidrogênio.

O estudo realizado por HEALY et. al. [12] sobre a propagação de trincas por fadiga em peças fundidas com reparo de soldagem, imersas no ambiente marinho e no ar, enfatiza o crescimento do uso do aço fundido em plataformas marítimas. Em especial, componentes para os nós de ligação das pernas das plataformas, onde essas peças têm um reduzido fator de concentração de tensão. E fazem uma análise da propagação de trinca, comparando com componentes tubulares de aço forjado e nos aços fundidos que mostram resistência à propagação de trincas superior ao do aço forjado.

AIDUN et. al. [13], em seu estudo “Otimização de técnicas de reparo por soldagem em aços fundidos”, apontam sete regiões distintas da zona de fusão na direção do metal base. São elas as zonas: fundida, sem diluição, termicamente afetada de grãos grosseiros, termicamente afetada de grãos finos, parcialmente transformada, esferiorizada e metal de base não afetado. A partir de um exame metalográfico destas sete regiões distintas, observaram que, quando não for possível a boa prática de baixo hidrogênio, o nível máximo seguro de dureza na zona termicamente afetada ZTA deve ser inferior a 35 RC (345 HV).

O aço fundido de alta resistência para fins estruturais, normalizado pela norma ASTM A 148 [14], tem fixo os elementos residuais máximos em 0,06% de enxofre para os graus de 80-40 a 160-145 e 0,02% para os graus 165-150 a 260-210; e 0,05% de fósforo para os graus 80-40 a 160-145 e 0,02% para os graus 165-210. Os outros elementos, como carbono, manganês, silício e demais elementos de liga, ficam por conta do fabricante do aço para atender as exigências do comprador em relação às propriedades mecânicas. A norma determina que todos os fundidos devem ser tratados termicamente, por normalização, normalização e têmpera ou têmpera e

revenido. A norma trata ainda dos critérios de testes e retestes e de reparo dos aços e dos requisitos suplementares de testes e ensaios não destrutivos.

A norma IACS W22 [4] especifica, além de aços laminados e forjados, os aços fundidos de alta resistência para aplicações de ancoragem de plataformas marítimas. Elaborada por uma associação de sociedades classificadoras (*International Association of Classification Societies* – IACS) [4], determina a tensão limite de escoamento da ordem de 580 MPa e de limite de resistência a tração de 860 MPa para projeto, construção e testes de sistemas de ancoragem de plataformas. Existe ainda a BS3100 (*British Standard*) [15], norma inglesa que padroniza aços fundidos para aplicações gerais na indústria siderúrgica, automobilística e naval.

JACKSON [16] cita o caso de âncoras para o sistema de ancoragem de plataformas como uma aplicação típica de aços de alta resistência. Outro componente importante, citado por HEALY et. al. [12], são os olhais de içamento, fabricados de aço fundido de alta resistência, montados nos pontos de içamento dos módulos de uma plataforma.

De acordo com SUMAM [9], o desenvolvimento dos aços de alta resistência tem como principal objetivo a melhoria da tenacidade, resistência mecânica e soldabilidade; conseguidos pela modificação da composição química e tratamento térmico, o que proporciona elevadas resistências que suprem a demanda de estruturas *offshore* de condições de uso em ambiente marinho, baixa temperatura e cargas dinâmicas. Outros componentes produzidos em aço de alta resistência para aplicações na área de offshore são citados por BILLINGHAM [17], conforme apresentado na Tabela I.1.

Tabela I.1 - Aplicações *offshore* para o uso de aços de alta resistência [17].

Resistência MPa (grau)	Processo / tratamento	Área de aplicação
350 (X52)	Normalizado TMCP (*)	Estruturas Estruturas & Oleodutos
450 (X65)	Temperados & Revenidos TMCP (*)	Estruturas Oleodutos
550 (X80)	Temperados & Revenidos TMCP (*)	Estruturas & Ancoragens Oleodutos
650	Temperados & Revenidos	Plataformas fixas & Ancoragens
750	Temperados & Revenidos	Plataformas fixas & Ancoragens
850	Temperados & Revenidos	Plataformas fixas & Ancoragens

(*) Processamento termomecânico

Ainda, de acordo com BILLINGHAM [17], os aços de alta resistência oferecem vantagens sobre um aço convencional, particularmente onde o peso é um fator importante. Aços com tensão de escoamento acima de 350 MPa são considerados aço de alta resistência e, os acima de 550 MPa, normalmente são produzidos por tratamento térmico de têmpera e revenido. Os aços de

alta resistência são utilizados tradicionalmente em plataformas de perfuração e em sistemas de ancoragem de estruturas flutuantes.

I.1.2 Soldabilidade de Aços Fundidos de Alta Resistência

A soldabilidade tanto dos aços estruturais como dos aços fundidos é de grande interesse para a fabricação. Aços com excelente soldabilidade têm várias vantagens, como possibilitar procedimentos de soldagem eficientes que garantem uma elevada segurança na soldagem, além de possibilitar a redução de custos. O termo soldabilidade é utilizado com o significado de facilidade com que o aço carbono seja soldado sem fissuras ou outras descontinuidades [17]. Esse é o sentido mais relevante para qualificação de um procedimento de soldagem.

BILLINGHAM [17] cita que uma abordagem alternativa comumente utilizada em outras partes do mundo é o diagrama Graville, mostrado na Figura I.1, que separa os aços em três zonas classificadas pela sua facilidade de soldabilidade: a zona I, facilmente soldável; a zona II, soldável com cuidado; e a zona III, de difícil solda. A partir deste diagrama pode-se observar que a soldabilidade diminui à medida que aumenta o valor de carbono equivalente, mas o diagrama também realça o efeito extremamente importante do teor de carbono em soldabilidade. O aço carbono é geralmente considerado bastante soldável em teor de carbono inferior a 0,35%. E a redução do teor de carbono do aço é o meio mais eficaz para melhorar a soldabilidade.

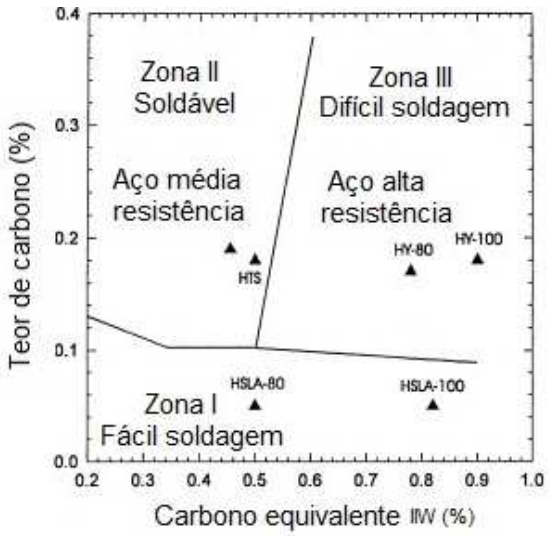


Figura I.1 - Critério de soldabilidade – Suscetibilidade a trinca [17].

A soldabilidade é definida pela *American Welding Society* (AWS) como a capacidade do material ser soldado de acordo com as condições impostas pela fabricação, atendendo satisfatoriamente o desempenho da estrutura projetada [18]. Em outra definição [17], o termo soldabilidade é usado para indicar a facilidade com que a soldagem pode ser produzida

atendendo a um procedimento de soldagem, compreendendo o metal de solda e a zona termicamente afetada, ZTA.

Como em qualquer outro aço carbono, o aço fundido requer procedimentos de soldagem escritos e qualificados. Ainda de acordo com SUMAM [9], os aços com resistência ao escoamento de 600 MPa e acima requerem muito cuidado pois dois problemas podem surgir na obtenção de boa tenacidade em temperaturas baixas. Um está relacionado à obtenção de consumíveis com resistência superior ao do aço fundido e boa tenacidade ao impacto. O outro é a fissuração pelo hidrogênio. Este é um dos maiores problemas de soldabilidade dos aços e pode ocorrer tanto na zona termicamente afetada (ZTA), como na zona fundida (ZF). A formação de fases duras ou frágeis na zona termicamente afetada ou no metal de solda durante a soldagem multipasse pode afetar a resistência da solda e sua capacidade de suportar a exposição ao hidrogênio.

São considerados três fatores [18] para ocorrência da trinca assistida pelo hidrogênio: a composição e, por conseguinte, a capacidade de endurecimento; a quantidade de hidrogênio difusível introduzido durante a soldagem; e a tensão residual associada com a soldagem. Outro fator que afeta a susceptibilidade de trinca na ZTA induzida pelo hidrogênio é o teor de hidrogênio dos consumíveis. O efeito da composição na trinca induzida pelo hidrogênio é sumarizado pelas fórmulas de carbono equivalente (CE). Ainda conforme Sumam [9], é recomendado cuidado em função do carbono equivalente do aço, como preaquecimento de 90 a 200 ºC para CE entre 0,40 a 0,48 e 200 a 370 ºC para CE entre 0,48 a 0,55.

I.1.3 Carbono Equivalente dos Aços Fundidos de Alta Resistência

TALAS [19] e BILLINGHAM [17] avaliam as equações propostas para relacionar o carbono equivalente (CE) com as propriedades de uma junta soldada e afirma que as propriedades finais de uma junta soldada são determinadas pela microestrutura da zona fundida (ZF) e da zona termicamente afetada (ZTA).

No estudo realizado por TALAS [19], as equações de CE foram avaliadas a partir de 115 composições de metal de solda de diferentes aços objetivando identificar qual ou quais equações para CE seriam mais eficientes para a estimativa das propriedades mecânicas e microestruturais dos depósitos de solda com eletrodos revestidos em aços.

As equações para CE são, em geral, mais sensíveis para o limite de resistência, limite de escoamento e dureza, respectivamente. Já as propriedades microestruturais e as propriedades de impacto não são bem representadas por equações de CE. As melhores equações de CE para propriedades mecânicas são as de Cottrell, CEWM, AWS D1.1 e CEW136. Para as propriedades microestruturais, melhores resultados são obtidos com as equações da AWS e CET. Em

propriedades gerais, as melhores equações são CEWM, Cottrell e AWS D1.1. Estes resultados são resumidos na Tabela I.2.

Tabela I.2 - Equações propostas que apresentaram melhores resultados para a relação entre carbono equivalentes CE e para propriedades mecânicas, microestruturais e gerais [19].

Mecânicas	Equações
$CE_{Cottrell}$(1)	C + (Mn/6) + (Cr + Mo)/5 + (V/3) + (Nb/4C) + 0.0001/S)
CE_{WM}(2)	C + (Mn + Cr + V + Si)/6 + (Mo/4) + (Nb/9) + (Ti/3) + (Cu/20) + (Ni/25) + 5B
AWS D1.1	C + (Mn + Si)/6 + (Cr + Mo + V)/5 + (Ni + Cu)/15
Microestrururais	Equações
CE_{WES136}	C + (Mn/6) + (Si/24) + (Mo/29) + (V/14)
AWS	C + (Mn/4) + (Ni/20) + (Cr + V)/10 + (Cu/40) + (Mo/50)
CET	C + (Mn + Mo)/10 + (Cu + Cr)/20 + (Ni/40)
Gerais	Equações
CE_{WM}(2)	C + (Mn + Cr + V + Si)/6 + (Mo/4) + (Nb/9) + (Ti/3) + (Cu/20) + (Ni/25) + 5B
$CE_{Cottrell}$(1)	C + (Mn/6) + (Cr + Mo)/5 + (V/3) + (Nb/4C) + (0.0001/S)
AWS D1.1.	C + (Mn + Si)/6 + (Cr + Mo + V)/5 + (Ni + Cu)/15

(1) CE proposto por Alan H. Cottrell, Departamento de Ciencias dos materias e metalurgia da Universidade de Cambridge - Inglaterra.

(2) Proposta pelo autor [19].

I.1.4 Processos de Soldagem para Aços Fundidos de Alta Resistência

A maioria dos processos normalmente utilizados na soldagem de aços comuns, laminados e forjados são também utilizados na operação de soldagem que envolve aços fundidos [18]. O processo eletrodo revestido é o mais versátil e popular dos processos de reparo e união, enquanto que o arco submerso e o processo por eletroescória são os mais adequados em termos de produção.

SURIAN et. al. [20] comentam, que nos últimos anos tem havido um aumento no uso de aços de média e alta resistência, o que conduz a uma exigência para consumíveis de soldagem adequados para tais materiais. Isto resulta em um avanço significativo na formulação do eletrodo para obter depósitos de solda com altos valores de tensão e tenacidade. A segurança estrutural e a tolerância para ocorrência de descontinuidades em juntas soldadas são obtidas pela imposição de requisitos de tenacidade. Isto é feito através da definição de um nível mínimo de energia Charpy-V a uma temperatura específica, e de valores mínimos de CTOD pela menor temperatura de projeto.

A obtenção de valores adequados de CTOD torna-se cada vez mais difícil à medida que o metal de solda aumenta a resistência à tração. Um caminho para obter uma melhor tenacidade do metal de solda é através do controle da microestrutura, o que depende diretamente da

composição química e do processamento (fundição e tratamento térmico). Em geral isto pode ser obtido com a presença de ferrita acicular, a qual possibilita obter até aproximadamente 650 MPa de resistência à tração com uma combinação adequada de elevadas resistência e tenacidade à fratura a baixa temperatura para metais de solda C-Mn.

A ferrita acicular se caracteriza por apresentar grãos muito finos e alta densidade de discordâncias, o que responde pela boa tenacidade e ductilidade. Alguns trabalhos [20,21] têm relatado que uma baixa temperatura de transição pode ser obtida com um depósito de solda C-Mn, desde que a proporção de ferrita acicular seja mantida a um nível elevado e a quantidade de contornos de grãos de ferrita alinhados com martensita (M), austenita (A) e carbono (C) seja suficientemente baixa. Para níveis de resistência mais elevados, obtidos através do aumento do teor de elementos de liga, a ferrita acicular tende a ser substituída por outros constituintes, tais como a ferrita com segunda fase o que tende a reduzir a tenacidade.

SURIAN et. al. [20] realizaram um longo estudo sobre a influência dos elementos de liga nas propriedades mecânicas e microestruturais de metal de solda de alta resistência em juntas soldadas com eletrodos tipo ANSI/AWS A 5.5 – 96 [22] E10018/11018/12018M. Estudos anteriores [23,24,25] sobre a influência do Mn, C e Cr revelaram que a tenacidade ótima foi obtida com teor de Mn entre 1,0 e 1,4%, baixo carbono (contendo menos de 0,05% de C), 2,0% de Ni e 0,30% de Mo. Com maiores teores de C (acima de 0,10%), Mn acima de 1,7% ou adição de Cr acima de 0,75%, ainda é possível obter bons valores de tenacidade que satisfaçam aos requisitos da ANSI/AWS A 5.5 – 96 [22], que estabelece valores mínimos de 27 J a -51ºC (-60 ºF).

Foi estudada [20] a influência da variação do Mo de 0 a 0,90% para todo metal de solda ligado com 0,05% C, 1,8% Ni e de 1 a 1,5% Mn. A fim de contribuir para um quadro compreensivo da influência dos elementos de liga nos depósitos de solda de alta resistência, eles foram estudados na condição como soldado e com tratamento de alívio de tensão. SURIAN [20] concluiu que, com a variação de Mo de 0% a 0,9%, a medida que o teor de Mo aumenta, os percentuais das zonas colunares também aumentam e as zonas reaquecidas de grãos grosseiros são menores que as zonas de grãos finos. Como resultado do aumento de Mo, há um refinamento progressivo na microestrutura nas regiões reaquecidas sujeitas a temperaturas de austenização por passes sequenciais. Em todos os casos, um aumento no Mo levou ao aumento da tensão de tração e da tensão admissível. Para um conteúdo de até 0,5% de Mo, o tratamento térmico pós soldagem produziu aumentos moderados nesses valores. Contudo, esse efeito desaparece em níveis mais elevados de Mo e é até revertido para valores de resistência a tração, de acordo com valores médios de dureza medidos.

É reconhecido [26,27] atualmente que os planos para uso de materiais de alta resistência na ancoragem de unidades em águas mais profundas esbarram na limitação da disponibilidade e desenvolvimento de consumíveis de soldagem.

I.2 Efeito do Tratamento Térmico de Alívio de Tensões nas Propriedades Mecânicas

De acordo com FUNDERBURK [28], o tratamento térmico pós soldagem (TTPS) é definido como qualquer tratamento térmico depois da realização de um processo de soldagem e é frequentemente utilizado para melhorar as propriedades de uma solda. Na teoria, o TTPS pode abranger outros tratamentos diferentes, no entanto, na fabricação do aço, os dois processos mais comumente utilizados são o pós-aquecimento e o tratamento térmico de alívio de tensões.

O tratamento térmico de alívio de tensões é usado para reduzir as tensões residuais presentes em uma estrutura como consequência dos processos de fabricação. Existem muitas fontes de tensões residuais, as quais são da ordem de grandeza igual ao limite de escoamento do material de base. As tensões residuais podem ser aliviadas através do aquecimento uniforme de uma estrutura para uma temperatura suficientemente alta, mas abaixo do limite inferior da temperatura de transformação gama (austenização), seguido de um resfriamento uniforme. Nos aços carbono, o procedimento é geralmente realizado entre 600 e 675 °C durante 1 hora por polegada (25 mm) de espessura.

O alívio de tensões oferece vários benefícios. Por exemplo, quando um componente com alta tensão residual é usinado, o material tende ao escoamento plástico durante a remoção do metal devido à redistribuição da tensão. Com o alívio da tensão, contudo, é mantida uma maior estabilidade dimensional durante a usinagem, proporcionando uma maior confiabilidade dimensional. Além disso, reduz-se a possibilidade de trincas provocadas por corrosão sob tensão e a estrutura metalúrgica pode ser melhorada através do alívio de tensão. O aço torna-se mais suave e mais dúctil através da precipitação de carboneto de ferro em temperaturas associadas com alívio de tensões [28].

A necessidade de TTPS depende de normas ou requisitos de aplicação, bem como do ambiente de serviço. Em geral, quando é necessário, o objetivo é aumentar a resistência à fratura frágil e alívio de tensões residuais, além da redução da dureza e melhorias de resistência do material.

O TTPS, por exemplo, pode ser utilizado para minimizar o potencial de indução de trincas por hidrogênio em microestruturas suscetíveis. Tal indução depende que as seguintes variáveis estejam presentes (ver Figura I.2): uma microestrutura sensível, um nível suficiente de hidrogênio ou um elevado nível de tensão (por exemplo, como resultado de ligações altamente restritas). Embora cada serviço obedeça critérios próprios, com diferentes temperaturas e tempos de

patamar, o autor [28] indica 230 °C como uma temperatura de TTPS comum, a ser mantida por 1 hora por polegada (25 mm) de espessura.

Para a maioria das aplicações, porém, o TTPS não é necessário, uma vez que depende das variáveis citadas. Algumas normas e códigos de inspeção podem torná-lo obrigatório, assim como pode ser utilizado como uma espécie de seguro contra trincas por hidrogênio quando se deseja evitar imprevistos. No entanto, quando as variáveis não estão presentes, o TTPS não só é dispensável como pode representar custos desnecessários.

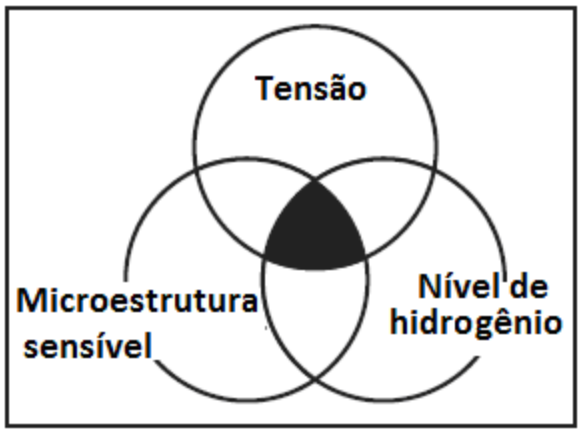


Figura I.2 - Critérios para indução de trincas por hidrogênio [28].

A determinação do uso ou não do TTPS depende de avaliação da liga e dos tratamentos térmicos anteriores do metal de base. A composição do metal de adição, também é importante. Algumas propriedades de aços temperados e revenidos podem ser afetadas de maneira adversa com temperaturas excessivas, enquanto outros materiais podem demandar um tratamento de pós-aquecimento. O aço cromo molibdênio, por exemplo, geralmente precisa de alívio de tensão na faixa de temperatura de 675 a 700 °C. Por isso, é importante atentar para as necessidades de cada caso, observando as temperaturas e tempos adequados. A Figura I.3 mostra pós-aquecimento aplicado imediatamente após o último passe.

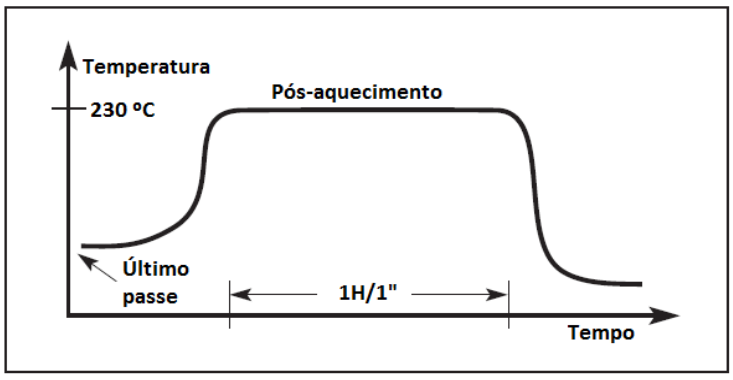


Figura I.3 - Pós aquecimento aplicado imediatamente após o último passe [28].

Após o tratamento térmico, as propriedades do metal depositado podem ser consideravelmente diferentes das propriedades de "como soldado". Por exemplo, um depósito do eletrodo E7018 pode ter uma resistência à tração de 500 MPa (75Ksi) na condição de "como soldado". No entanto, após alívio de tensão, pode ter uma resistência à tração de apenas 450 MPa (65 Ksi). Portanto, o alívio de tensão nas propriedades do metal de solda, bem como o metal de base, deve ser avaliado.

Eletrodos contendo cromo e molibdênio, como E8018-B2 e E9018-B3, são classificados de acordo com a especificação AWS A5.5 [22] metal de adição AWS na condição de alívio de tensões. A classificação E8018-B2, por exemplo, tem uma resistência à tração requerida mínima de 550 MPa (80 Ksi) após o alivio de tensões a 690 °C durante 1 hora. Na condição de "como soldado", no entanto, a resistência à tração pode ser tão alta como 825 MPa (120 Ksi). O autor [28] enfatiza que objetivo do estudo é apresentar os fundamentos do tratamento térmico após a solda e não se destina a ser usado como um guia ou projeto de fabricação.

SRIVASTAVA et. al. [29] argumentam que o calor aplicado de forma localizada durante a soldagem proporciona condições de aquecimento e resfriamento não uniforme tanto para o metal de solda quanto para o metal de base. Nestas condições é esperado ocorrer alterações microestruturais e endurecimento da zona afetada pelo calor, ZTA, gerando susceptibilidade à trinca a frio e tensão residual na soldagem. Estes efeitos podem ser minimizados pelo tratamento térmico de alívio de tensões.

O alívio de tensões oferece vários benefícios. Por exemplo, uma maior estabilidade dimensional durante a usinagem, um reduzido potencial de corrosão sob tensão, e, finalmente, a redução das possibilidades de fissuração induzida pelo hidrogênio. A porcentagem de alívio de tensão residual é independente do tipo de aço, da composição ou da tensão de escoamento. A temperatura atingida durante o tratamento de alívio de tensão tem um efeito muito maior no alívio de tensões do que a duração da amostra mantida a essa temperatura. Quanto mais próximo da temperatura crítica ou temperatura de recristalização, mais eficaz a remoção de tensões residuais.

SRIVASTSVA et. al. [29] mostram também os benefícios do tratamento térmico de alívio de tensão, como estabilidade dimensional na usinagem e redução do potencial de trinca por corrosão sob tensão. A Figura I.4 mostra o gráfico de uma estrutura tratada termicamente abaixo da temperatura de transformação.

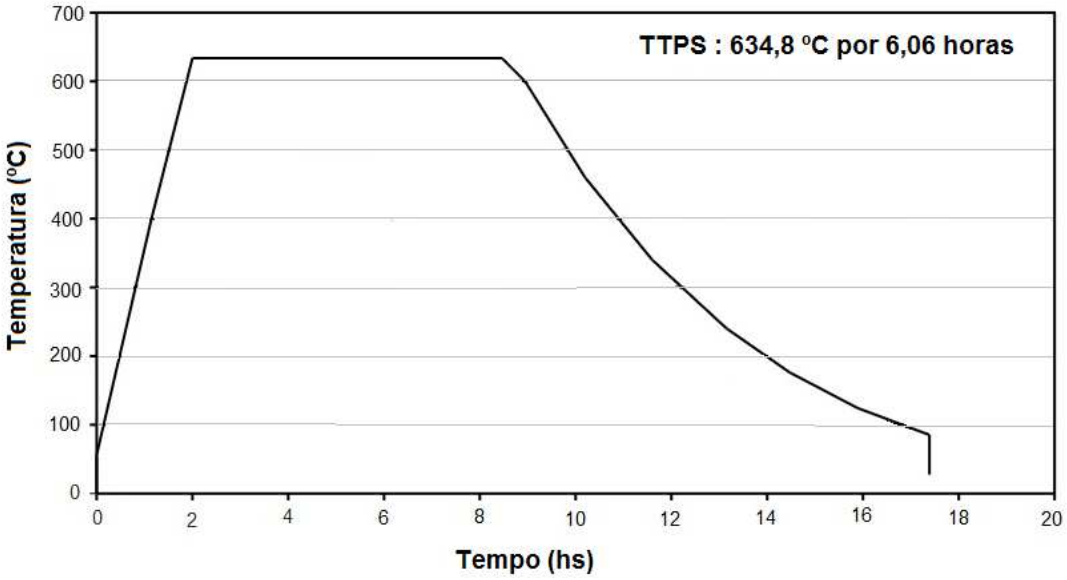


Figura I.4 - Gráfico TT para o Tratamento Térmico de Alivio de Tensões [29].

JORGE et. al. [30] mostraram o efeito do tratamento térmico pós-soldagem nas propriedades mecânicas e microestruturais de metal de solda de aço de alta resistência para utilização em equipamentos de ancoragem. O tratamento realizado em uma junta de 19 mm a uma temperatura (T) igual a 600 ºC, tempo de patamar (Tp) de 2 horas com taxa de aquecimento (TA) e taxa de resfriamento (TR) 200 ºC por hora demonstrou propriedades mecânicas adequadas em todas as condições de análise, o que significa um resultado superior ao requerimento mínimo.

O tratamento térmico de alívio de tensões pós-soldagem geralmente melhora uma propriedade, mas traz prejuízo a outras. Por exemplo, uma redução da tensão residual pode apresentar queda nos valores da resistência à tração e da dureza de como soldado, mas por outro lado melhora a tenacidade e ductilidade da junta como soldada. Este é um ponto que deve ser avaliado em tratamento térmico pós-solda principalmente para aços com alta resistência, acima de 350 MPa.

MODENESI [31] recomenda que

> *"o nível de tensões residuais em uma junta soldada pode ser diminuído reduzindo a quantidade de calor fornecido à junta ou o peso de metal depositado. Na prática, isto pode ser feito otimizando-se o desenho do chanfro (reduzindo-se o ângulo de chanfro ou usando-se preparações simétricas, por exemplo) e evitando-se depositar material em excesso (evitando-se reforço excessivo em soldas de topo ou minimizando-se o tamanho de soldas de filete). A seleção de processos de maior eficiência térmica (fonte de maior intensidade) é uma possível alternativa de controle, mas difícil de ser justificável economicamente na maioria dos casos. Tensões residuais também podem ser reduzidas pelo uso de metal de adição com maior resistência permissível no projeto, assim como uma redução dos vínculos externos da junta soldada (minimizando-se, assim, as tensões de reação)".*

O alívio de tensões depende fundamentalmente da temperatura e do tempo de permanência na temperatura de tratamento [32] e as tensões são eliminadas proporcionalmente

à temperatura e ao tempo de permanência. A figura I.5 mostra a Influência do tempo e temperatura para alívio de tensões residuais.

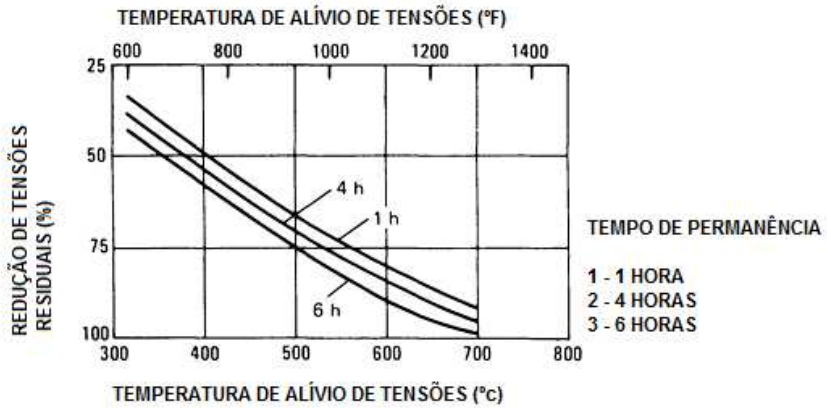


Figura I.5 - Influência do tempo e temperatura para alívio de tensões residuais. [32].

Capítulo II - Materiais e Métodos

II.1 Materiais

II.1.1 Material de Base e metal de adição

Utilizou-se como material de base um aço fundido de alta resistência obtido a partir de uma manilha de âncora (Figura II.1), que foi fabricada de acordo com os requisitos da norma IACS W22 para o grau R4 [4].

Como material de adição foi utilizado um eletrodo revestido da classe AWS E12018M com 4,0 mm de diâmetro.

A Tabela II. 1 apresenta a composição química do metal de base e do consumível utilizado. A Tabela II.2 apresenta as propriedades mecânicas do aço utilizado e o requisito mínimo para um aço Grau R4.



Figura II.1 - Manilha de âncora utilizada para retirada do aço fundido grau R4 [6].

Tabela II.1 - Composição química dos materiais utilizados (% em peso).

	Elemento (% em peso)									
Material	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	P	S	V	Ceq(*)
Consumível	0,07	1,50	0,51	0,85	2,12	0,59	0,013	0,006	0,012	0,69
Metal Base R4	0,19	0,78	0,39	0,64	2,58	0,33	0,007	0,009	0,005	0,69

(*)Ceq = C + Mn/6 + (Cr + Mo + V)/5 + (Ni + Cu)/15 [33].

Tabela II.2 - Propriedades mecânicas do aço fundido R4.

Material(*)	Propriedade				
	LE(MPa)	LR(MPa)	Al(%)	RA(%)	Energia absorvida (J) (-20 ^{0}C)
Manilha	860	945	12,4	51,9	89,0
Mínimo Requerido R4 [4]	580	860	12	35	35,0

Onde: LE-limite de escoamento; LR-limite de resistência; Al- alongamento; RA-redução de área

(*) Resultados fornecidos pelo fabricante da manilha.

II.2 Procedimento De Soldagem

Para a avaliação da junta soldada de aço fundido R4, realizou-se a preparação para soldagem através de corte da manilha por serra mecânica e preparação do chanfro por usinagem. A junta foi preparada na forma de um tarugo com 148,5 mm de diâmetro, com chanfro em X de 50° e com abertura na raiz de 2,5 mm, conforme mostrado na Figura II. 2.

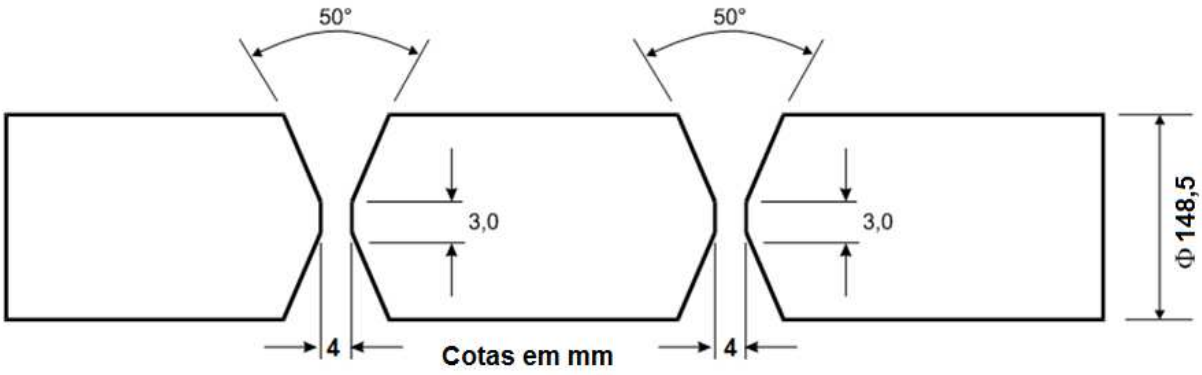


Figura II.2- Detalhes da geometria do chanfro utilizado para soldagem do aço fundido R4. Cotas em mm.

A junta foi inicialmente preaquecida à temperatura de 200 °C e posteriormente realizou-se a soldagem multipasse, com eletrodos de 4,0 mm de diâmetro, na posição plana, corrente de 180 a 185 A, voltagem de 22 a 27 Volts, com aporte térmico médio de 1,6 kJ/mm, sendo realizados 233 passes de soldagem. Para o cálculo do aporte térmico foi considerada uma eficiência de 0,75 [34]. A Figura II.3 mostra a sequência de soldagem realizada. O controle do preaquecimento e da temperatura entre passes foi realizado através de pirômetro de contato. A Tabela II. 3 apresenta os parâmetros de soldagem utilizados.

Tabela II.3 - Parâmetros de soldagem utilizados.

Passe	Corrente (A)	Tensão (V)	AT (kJ/mm)
1	169-179	20-26	1,69
2~10	184-195	24-29	1,67
11~16	177-184	22-27	1,40
17~32	183-194	23-29	1,65
33~48	187-196	25-30	2,00
49~128	185-193	24-29	1,83
129~192	182-190	21-27	1,30
193~224	184-192	22-29	1,63
225~233	180-185	22-27	0,94
Aporte Térmico Médio			1,60

Obs.: Soldagem com CC(+). Diâmetro do eletrodo 4,0 mm. Eficiência 0,75.



Corpo-de-Prova



Preaquecimento



Início da Soldagem



Soldagem

Figura II.3 - Aspecto geral da soldagem.

II.3 Tratamentos Térmicos Pós Soldagem (TTPS)

Após a soldagem, realizaram-se tratamentos térmicos pós-soldagem para análise dos seus efeitos nas propriedades mecânicas da zona termicamente afetada (ZTA) do aço fundido R4. As condições analisadas foram as seguintes:

a) CONDIÇÃO A - como soldado
b) CONDIÇÃO B - aquecimento a 600 °C por 1 hora
c) CONDIÇÃO C - aquecimento a 600 °C por 2 horas
d) CONDIÇÃO D - aquecimento a 600 °C por 3 horas

Os tratamentos térmicos pós-soldagem foram realizados em forno do tipo mufla, com aquecimento por resistência elétrica. As taxas de aquecimento e de resfriamento controladas em 200 °C por hora [18].

II.4 Ensaios Mecânicos

Foram removidos corpos de prova transversais ao cordão de solda, para ensaios de tração, impacto Charpy-V e dureza.

II.4.1 Ensaios de Tração

Os ensaios de tração foram realizados à temperatura ambiente, em corpos de prova padronizados com taxa de deformação de 10^{-3} m/s de acordo com a norma ASTM A 370 [35]. A Figura II. 4 – A/B mostra a quantidade de dois corpos de prova por condição analisada e desenho com o dimensional em milímetros (mm). O equipamento utilizado foi uma máquina universal de ensaios da marca WOLPERT, modelo 60 TUZ 760, com capacidade de 60 tonf.

Os ensaios foram realizados na condição de como soldado e após tratamentos térmicos pós-soldagem.

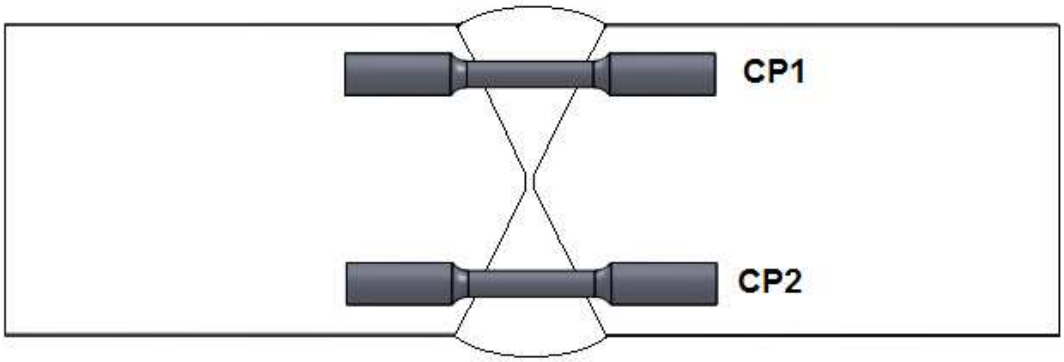


Figura II.4-A - Posição dos corpos de prova para ensaios de tração.

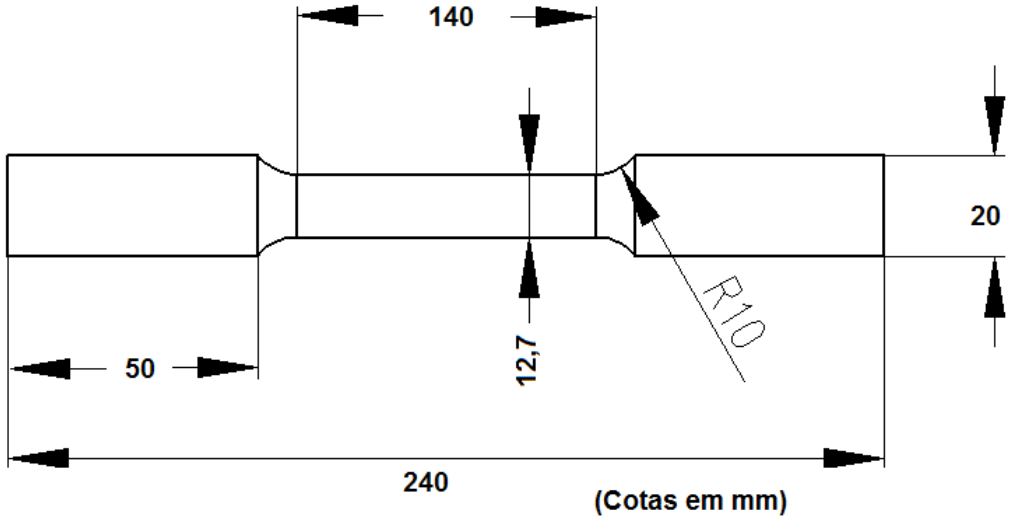


Figura II.4-B - Dimensional dos corpos de prova para ensaios de tração.

II.4.2 Ensaios de Impacto Charpy-V

Foram realizados ensaios de impacto Charpy-V à temperatura de -20 °C, em corpos-de-prova normalizados (10 x 10 x 55 mm) de acordo com a norma ASTM A-370 [35] e retirados transversalmente ao cordão de solda, na quantidade de três corpos-de-prova por condição analisada, a 2 mm da superfície da junta, sendo o entalhe posicionado no plano da espessura e nas posições relativas ao centro do cordão de solda, à linha de fusão (LF), 1 mm LF, 3 mm LF e 5 mm LF.

De forma a possibilitar a colocação do entalhe Charpy-V integralmente na ZTA, os corpos-de-prova foram retirados da forma mostrada na Figura II. 5. A Figura II. 6 mostra a posição de retirada dos corpos-de-prova para os ensaios de impacto Charpy-V do metal base e metal de solda.

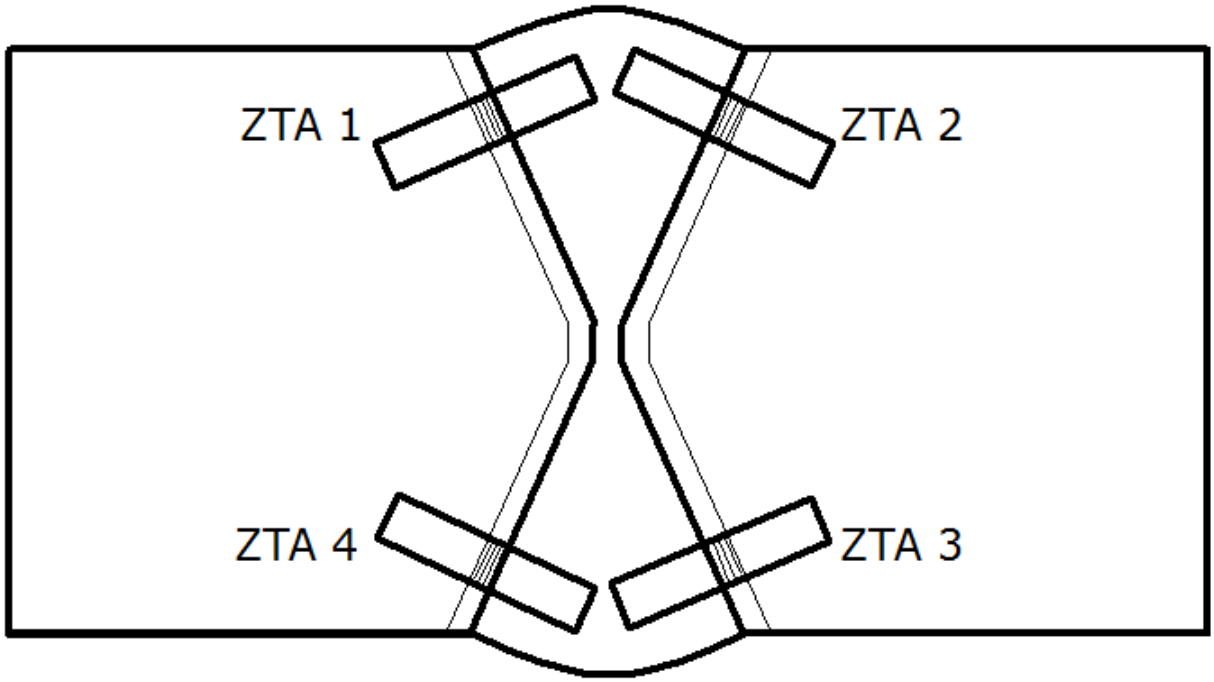


Figura II.5 - Posicionamento do entalhe no corpo-de-prova de impacto Charpy-V para região da ZTA.

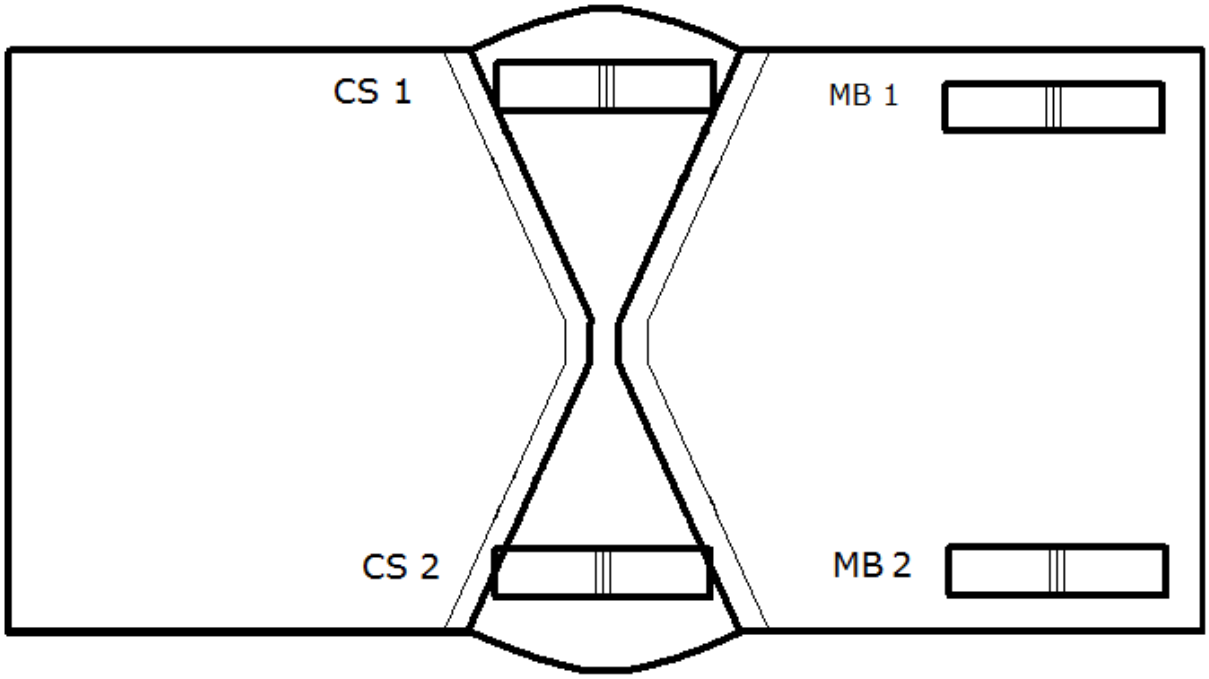


Figura II.6 - Posicionamento do entalhe no corpo-de-prova de impacto Charpy-V para o metal de solda e metal base.

II. 4.3 Ensaios de Dureza

Realizaram-se ensaios de dureza Vickers, nas amostras metalográficas retiradas transversalmente ao cordão de solda. Na execução destes ensaios foi utilizado um microdurômetro da fabricação Instron-Wilson, modelo 402 MVD. A carga utilizada nos testes foi de 0,5 Kgf.

Os pontos tomados foram obtidos nas posições correspondentes aos entalhes dos corpos-de-prova de impacto Charpy-V no metal de solda, na zona termicamente afetada e no metal base a 2,0 mm da superfície da junta soldada, como mostrado na Figura II.7, nas condições como soldado e após tratamento térmico.

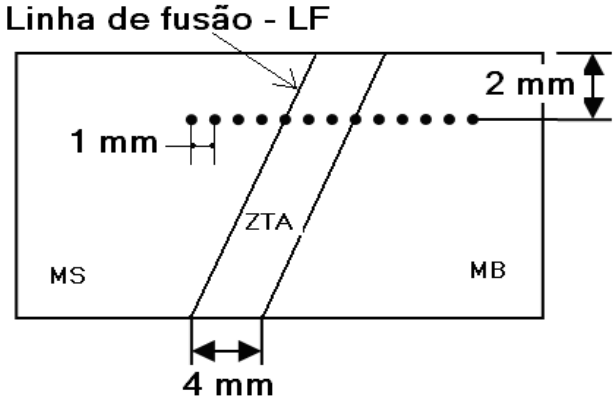


Figura II.7 - Detalhe do corpo de prova para varredura de dureza.

II.5 Ensaios Metalográficos

Realizou-se a análise metalográfica das juntas soldadas, consistindo de macrografia, microscopia ótica (MO) e microscopia eletrônica de varredura (MEV). A preparação das amostras consistiu da técnica convencional de lixamento com lixas de granulometrias: 100, 220, 320, 400, 500 e 600, seguido de polimento com pasta de diamante de 6, 3, 1 e 1/4 µm. Após o polimento realizou-se o ataque químico com reagente nital 10% para a macrografia e nital 2% para a micrografia, a Figura II.8 mostra a localização das micrografias do microscópico ótico (MO) e microscópico eletrônico de varredura (MEV).

A análise microestrutural objetivou a análise das microestruturas do metal de solda, ZTA (1LF e 3LF) e metal base na região do entalhe Charpy-V, tanto na condição como soldado (CS) quanto após os tratamentos térmicos pós-soldagem (TTPS).

Para análise por microscopia ótica, foi utilizado um microscópio ótico da marca OLYMPUS modelo BX-60M.

Realizou-se uma análise adicional por microscopia eletrônica de varredura (MEV), para uma caracterização mais detalhada das microestruturas presentes nas áreas descritas acima que são objetos de investigação e análise. Para a realização desta análise, utilizou-se um microscópio eletrônico da marca Cambridge Instruments modelo Camscan 3200 LV.

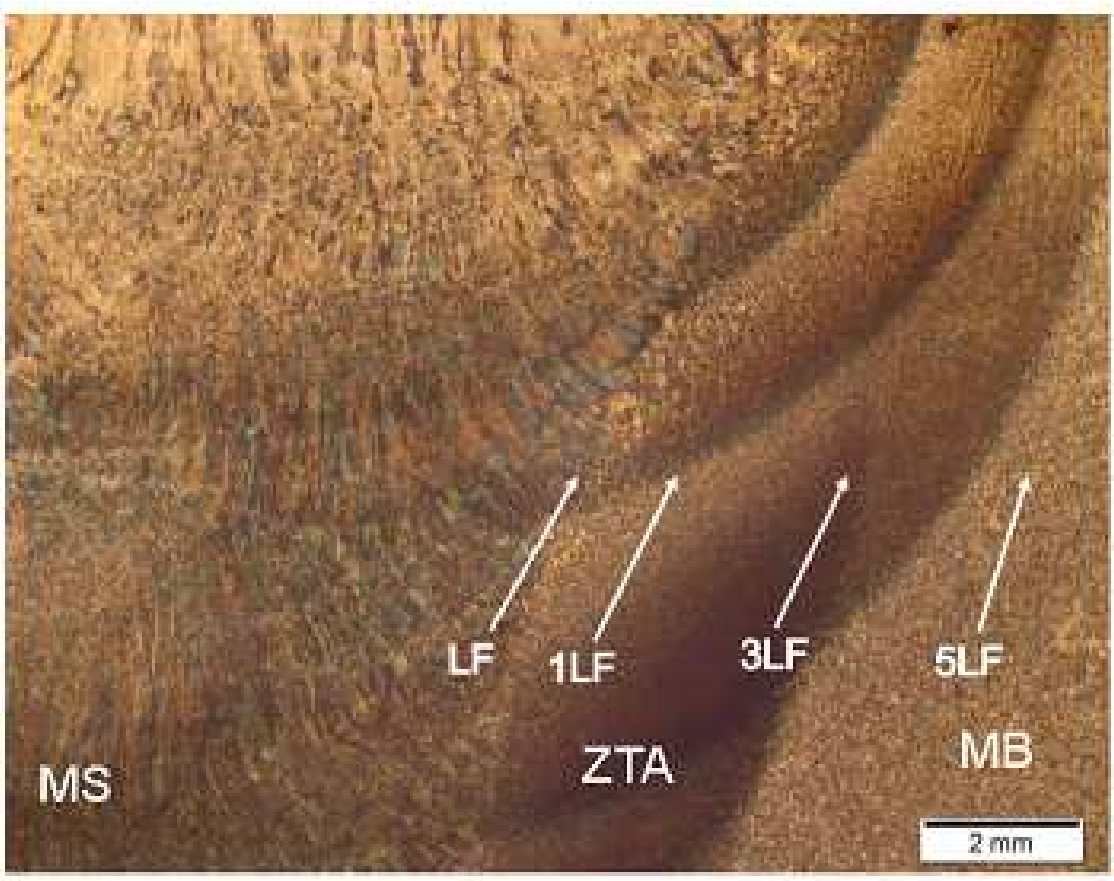


Figura II.8 - Localização das fotos da micrografia realizada no microscópico ótico (MO) e no eletrônico de varredura (MEV).

Capítulo III - Resultados

III.1 Ensaios De Tração

A Tabela III.1 mostra os resultados dos ensaios de tração realizados nas quatro condições de análise, onde se verificam as seguintes características:

a) Todas as condições de análise apresentaram-se superiores ao mínimo exigido para o aço R4;
b) Os valores de limite de resistência e de limite de escoamento apresentaram redução contínua com o aumento do tempo de tratamento térmico;
c) Os valores de limite de resistência e alongamento estão muito próximos do mínimo requerido para o aço grau R4 para o tempo de tratamento de 3 horas;
d) O melhor conjunto de valores obtidos no ensaio de tração, após tratamento térmico, ocorreu para o a condição de 1 hora e;
e) Todos os corpos-de-prova romperam no metal de base (Figura III.1).

Tabela III.1 - Resultados dos ensaios de tração.

Condição	LE(MPa)	LR(MPa)	Al(%)	RA(%)	LE/LR	Fratura
Como soldado	834	910	15,7	47,2	0,91	Metal base
TTPS – 600 ^{0}C – 1h	828	905	14,6	54,0	0,91	Metal base
TTPS – 600 ^{0}C – 2h	756	864	15,3	54,1	0,88	Metal base
TTPS – 600 ^{0}C – 3h	746	863	13,5	56,9	0,86	Metal base
Mínimo Requerido [4]	580	860	12,0	35,0	0,92	-

(*) Valor médio de 2 ensaios.

(**) Resultado obtido em ensaio realizado no material recebido



Figura III.1 - Detalhe do corpo-de-prova de tração da junta soldada após o ensaio.

III.2 Ensaios De Impacto Charpy-V

A Tabela III.2 e Figuras III.2 a III.4 mostram os resultados dos ensaios de impacto realizados nas quatro condições de análise, onde se verificam as seguintes características:

a) Todas as condições de análise apresentaram-se muito superiores ao mínimo exigido para o aço R4 na ZTA e metal base;
b) A ZTA apresentou os valores de energia absorvida similares às obtidas para o metal de base recebido antes da soldagem (Tab.II.2);
c) Os valores de energia absorvida para as diferentes condições de análise da ZTA e metal base, não apresentaram variações significativas;
d) Os menores valores de energia absorvida foram obtidos para o metal de solda e;
e) O TTPS promoveu uma redução na energia absorvida do metal de solda em comparação à condição como soldado.

Tabela III.2 - Resultados dos ensaios de impacto à -20 ^{0}C em Joules na junta soldada.

Condição	Posição	1^0 Ensaio	2^0 Ensaio	3^0 Ensaio	MÉDIA	Desvio Padrão
Como soldado	MS	66,0	81,0	75,5	74,2	7,59
	LF	86,5	75,5	91,5	84,5	8,19
	1LF	81,0	78,0	82,0	80,3	2,08
	3LF	86,5	84,5	87,5	86,2	1,53
	5LF	75,0	83,0	89,5	82,5	7,26
TTPS – 1h	MS	36,0	43,0	47,5	42,2	8,46
	LF	88,0	88,0	81,5	83,2	4,25
	1LF	85,5	86,5	85,5	85,8	0,58
	3LF	93,5	81,5	94,5	89,8	7,23
	5LF	87,5	84,5	90,5	87,5	3,00
TTPS – 2h	MS	28,5	39,5	36,0	38,0	5,62
	LF	89,5	93,5	84,0	89,0	4,77
	1LF	87,5	92,5	89,0	89,7	2,57
	3LF	89,0	71,5	98,0	86,2	13,48
	5LF	83,5	98,0	92,5	91,3	7,32
TTPS – 3h	MS	52,0	48,0	34,0	44,7	9,45
	LF	92,0	90,5	86,0	89,5	3,12
	1LF	85,5	85,5	89,5	86,8	2,31
	3LF	69,5	79,5	85,5	78,2	8,08
	5LF	84,5	78,5	81,5	81,5	3,00
Mínimo Metal Base R4 [4]					50,0	
Mínimo Metal de Solda R4 [4]					36,0	

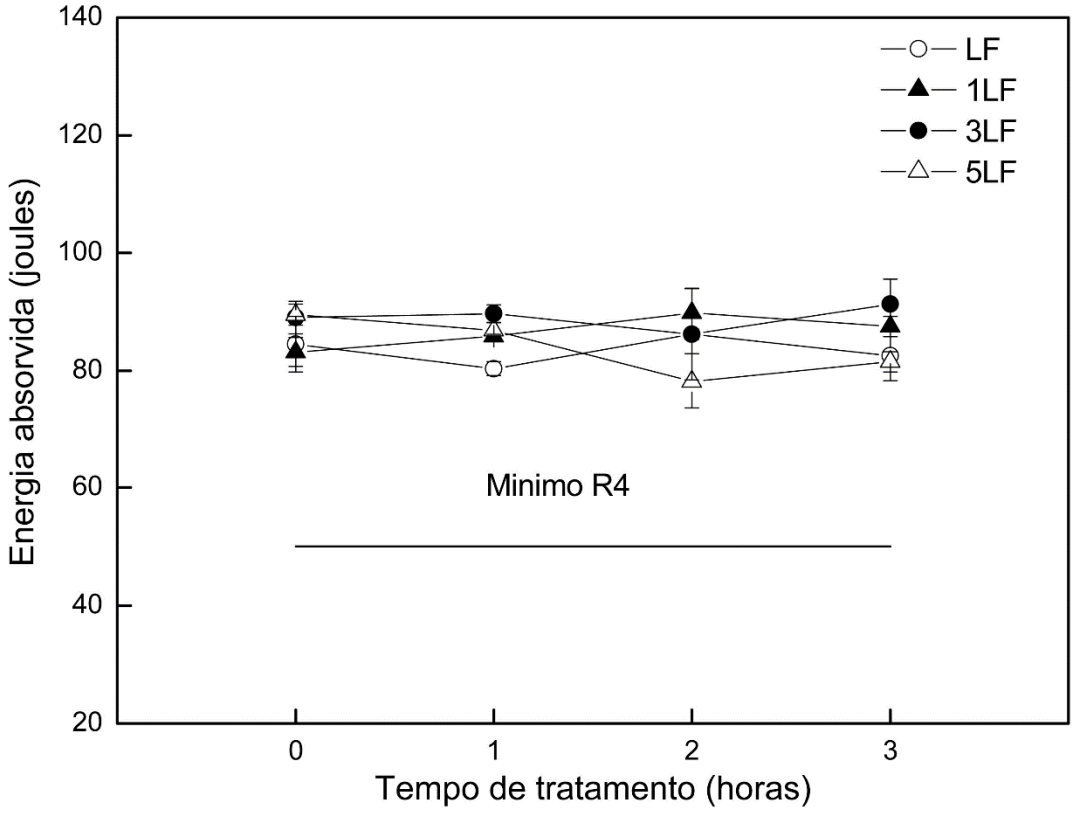


Figura III.2 - Variação da energia absorvida da ZTA com o tempo de tratamento térmico.

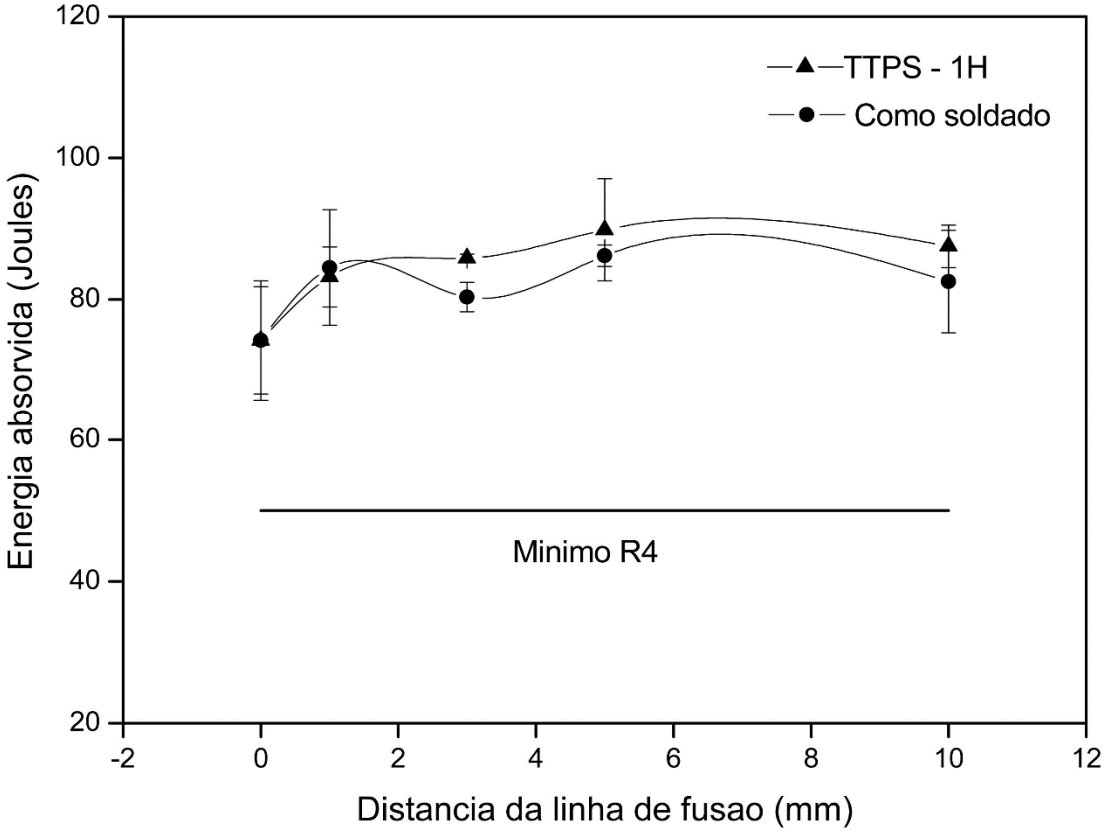


Figura III.3 - Variação da energia absorvida para diferentes posições da ZTA após TTPS - 1h.

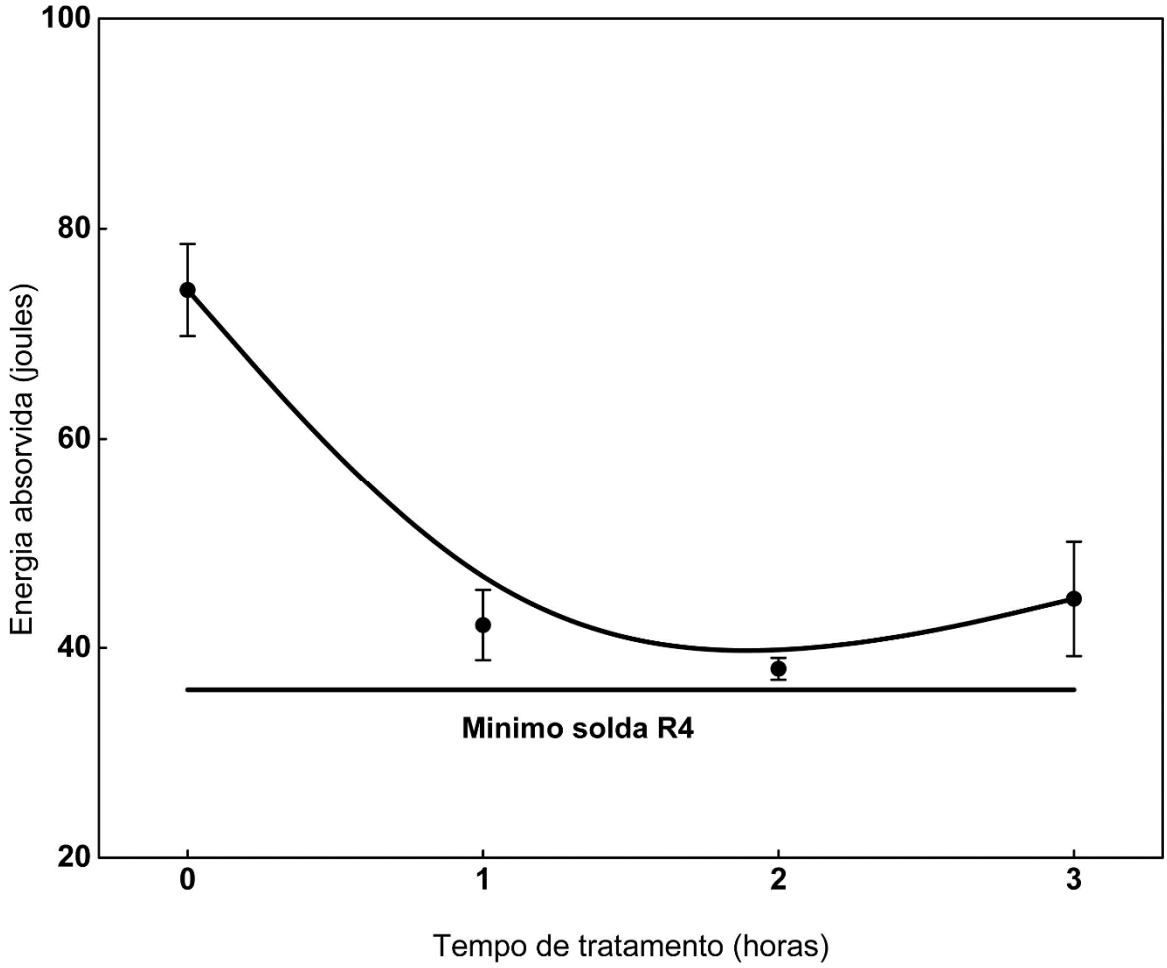


Figura III.4 - Variação da energia absorvida do metal de solda com o tempo de tratamento térmico.

III.3 Ensaios de Dureza

A Figura III.5 mostra os resultados dos ensaios de microdureza realizados na junta soldada, nas quatro condições de análise, onde não se nota diferenças significativas nesta propriedade com o tempo de tratamento térmico.

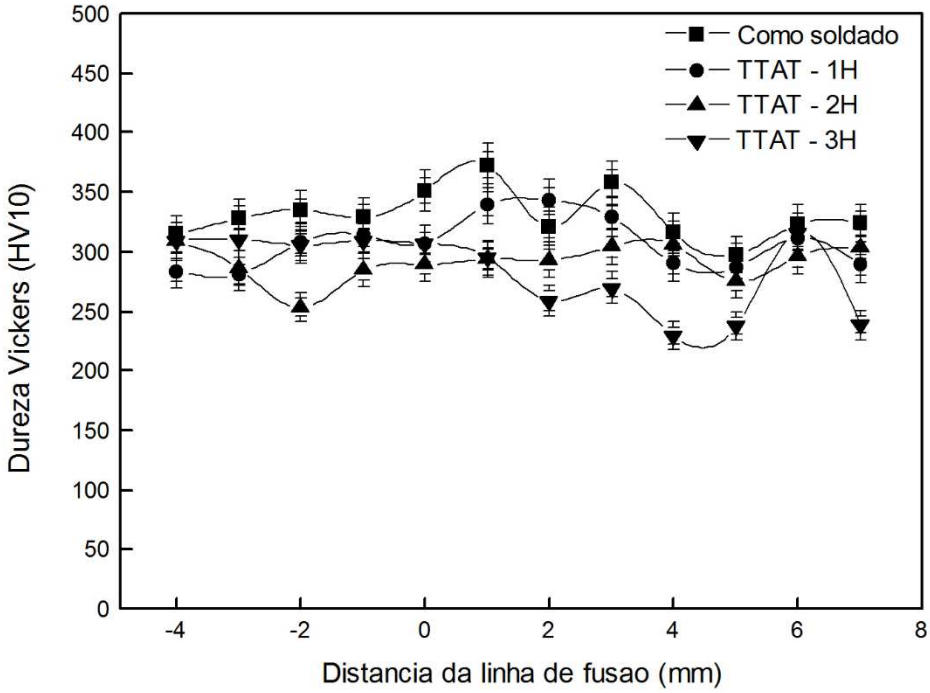


Figura III.5 - Variação da microdureza Vickers com o tempo de tratamento térmico.

III.4 Ensaios Metalográficos da Junta Soldada

III.4.1 Macrografia

A Figura III.6 mostra a macrografia da junta soldada, onde se nota o aspecto da soldagem multipasse.

Nota-se ainda o aspecto característico de aço fundido no metal base.

A inspeção visual da seção macrográfica não revelou a presença de descontinuidades.

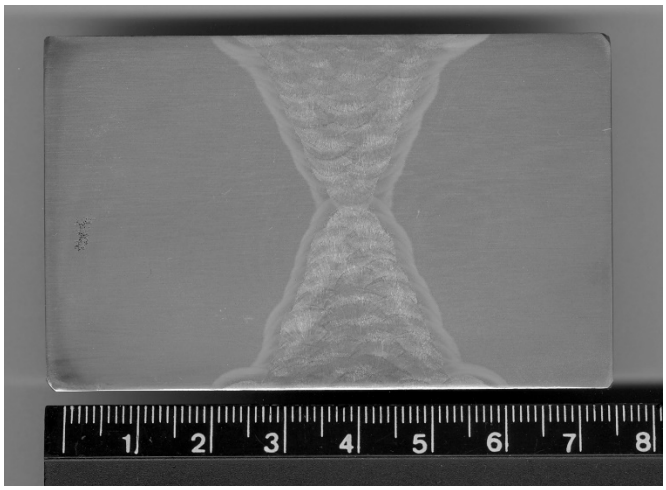


Figura III.6 - Macrografia da junta soldada. Ataque: Nital 10%.

III.2.4.2 Micrografia

As Figuras III.7 A/B e III.8 A/B mostram a microestrutura da ZTA e metal base para as diversas condições de análise, quando observada por microscopia ótica (MO) e eletrônica de varredura (MEV), respectivamente, onde se notam as seguintes características:

a) Ocorrência de uma microestrutura muito refinada na ZTA, a qual é constituída de martensita revenida;
b) No metal base, onde a microestrutura é mais grosseira, nota-se também a ocorrência de martensita revenida e;
c) Não se observou diferenças significativas para condições de tratamento aplicadas e distância da linha de fusão analisadas.

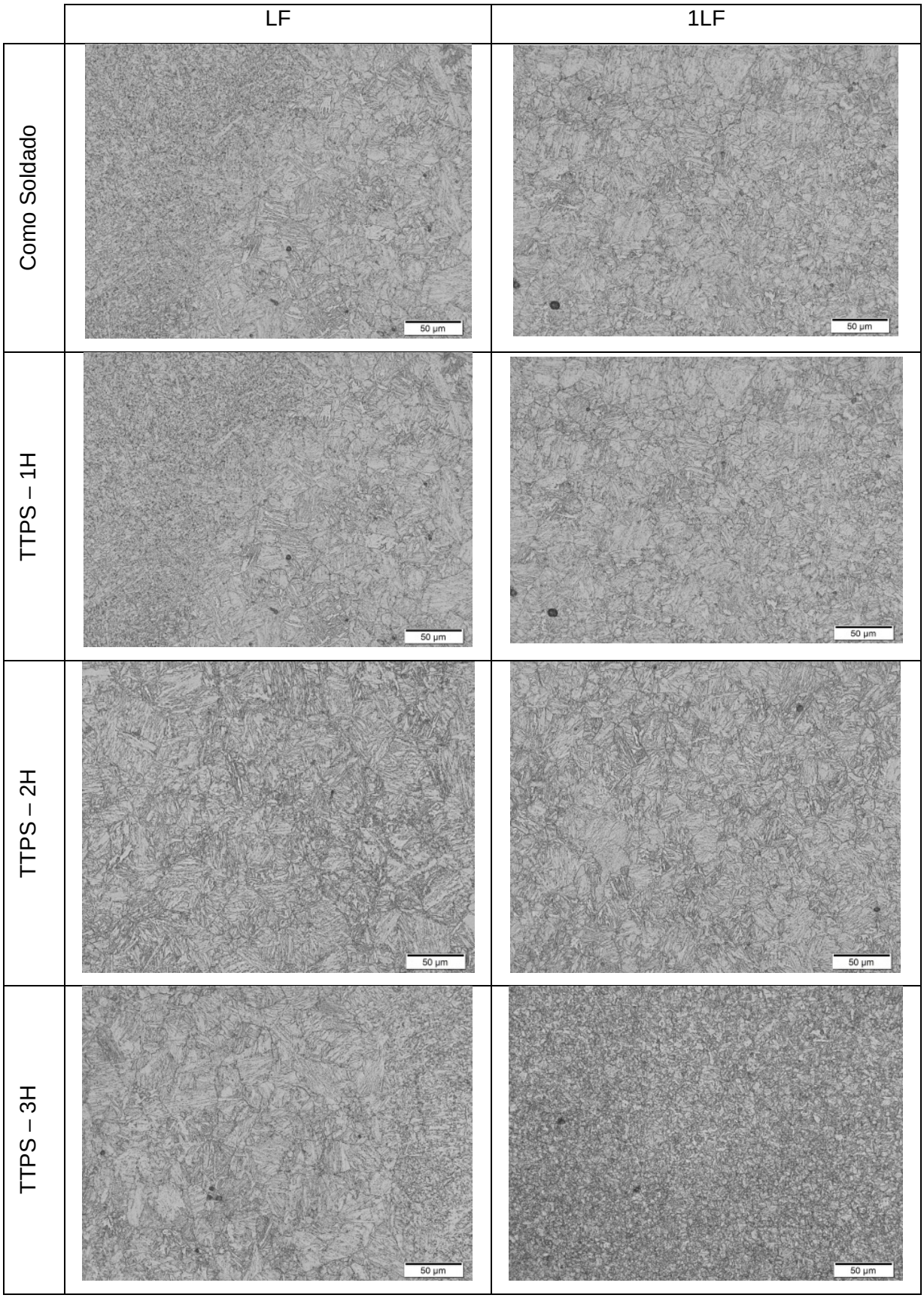


Figura III.7-A - Microestrutura da ZTA (MO) em função da distância da linha de fusão. Aumento: 500X. Ataque: Nital 2%.

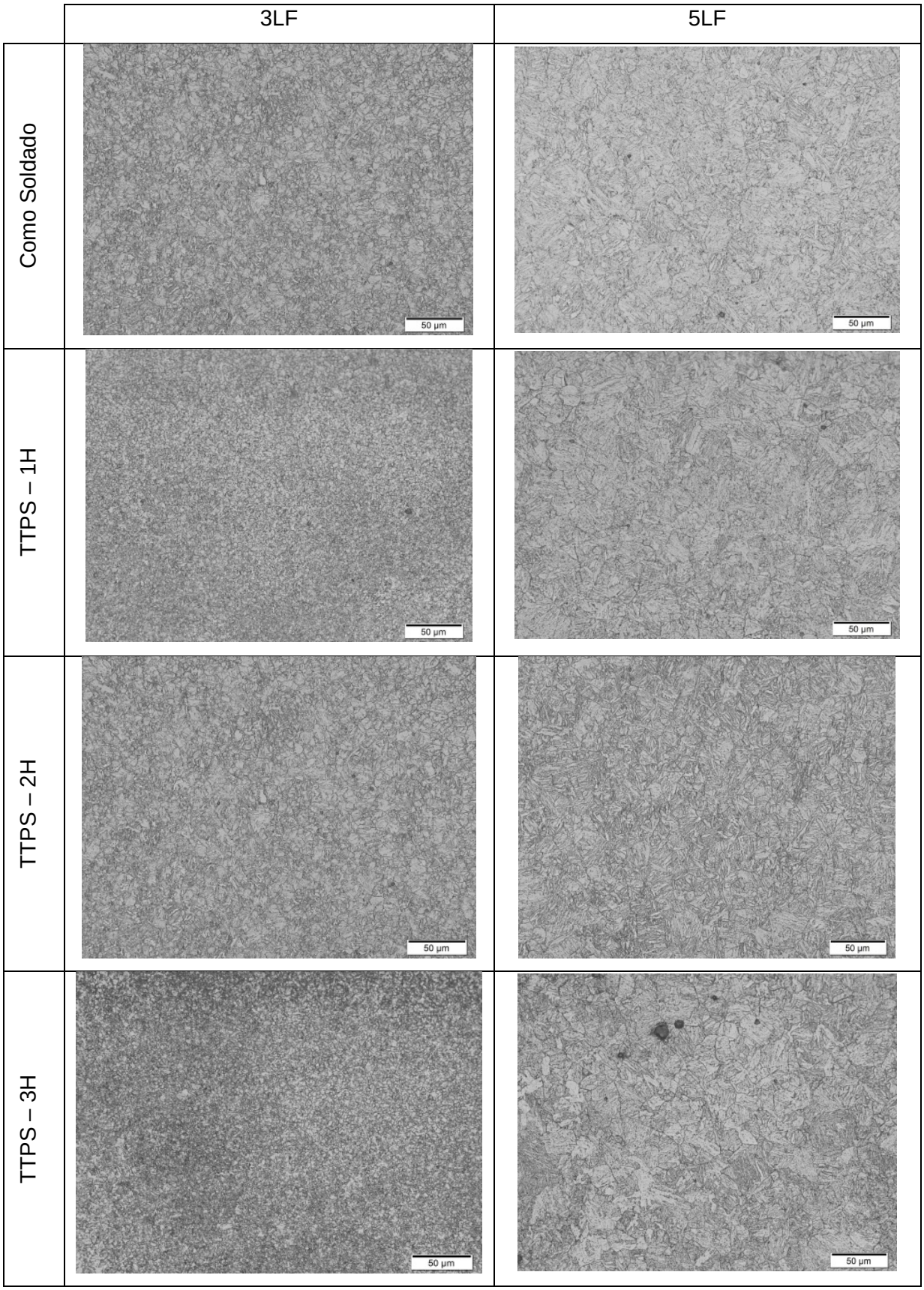


Figura III.7-B - Microestrutura da ZTA (MO) em função da distância da linha de fusão. Aumento: 500X. Ataque: Nital 2%.

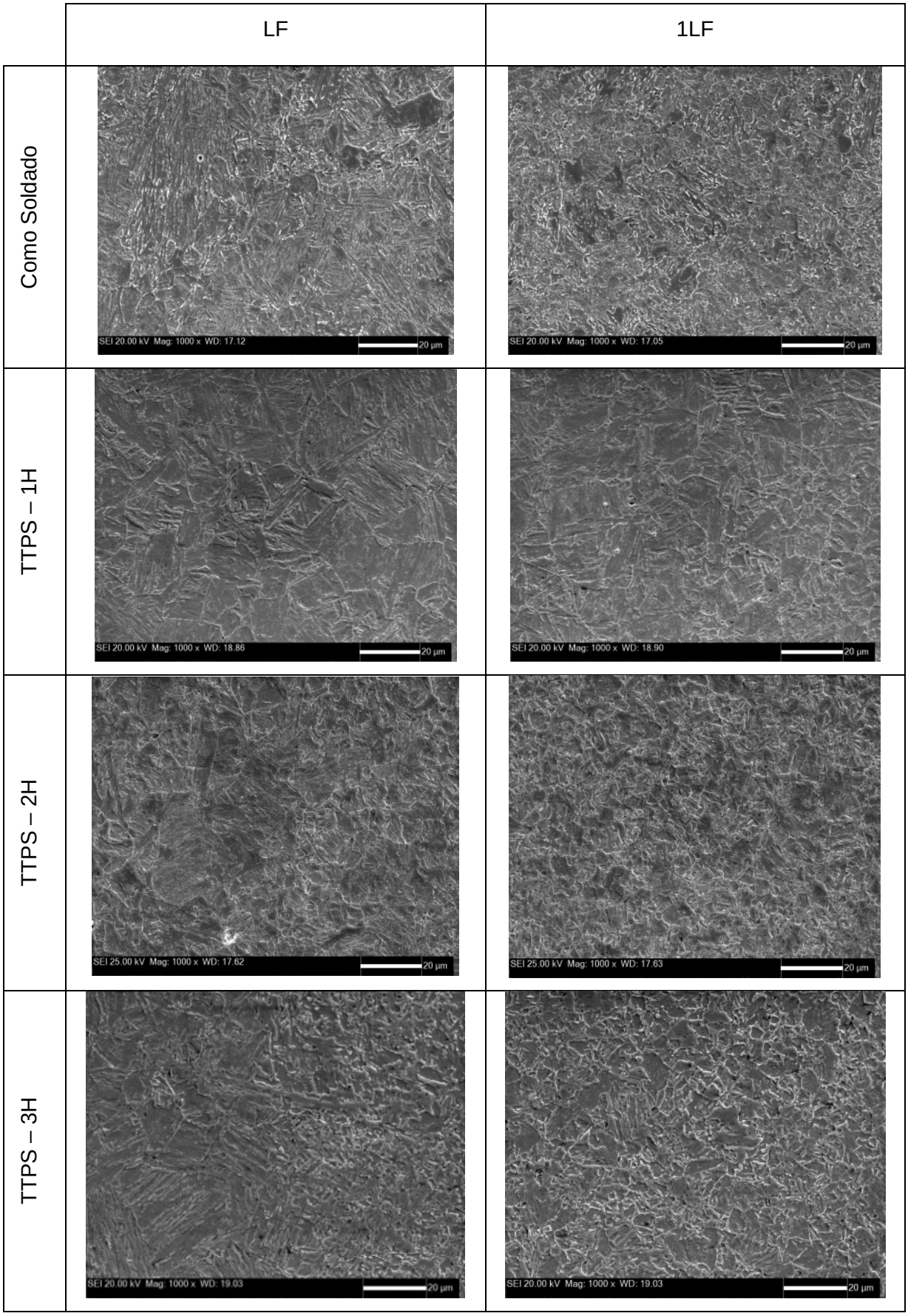


Figura III.8-A - Microestrutura da ZTA (MEV) em função da distância da linha de fusão. Aumento: 1000X. Ataque: Nital 2%.

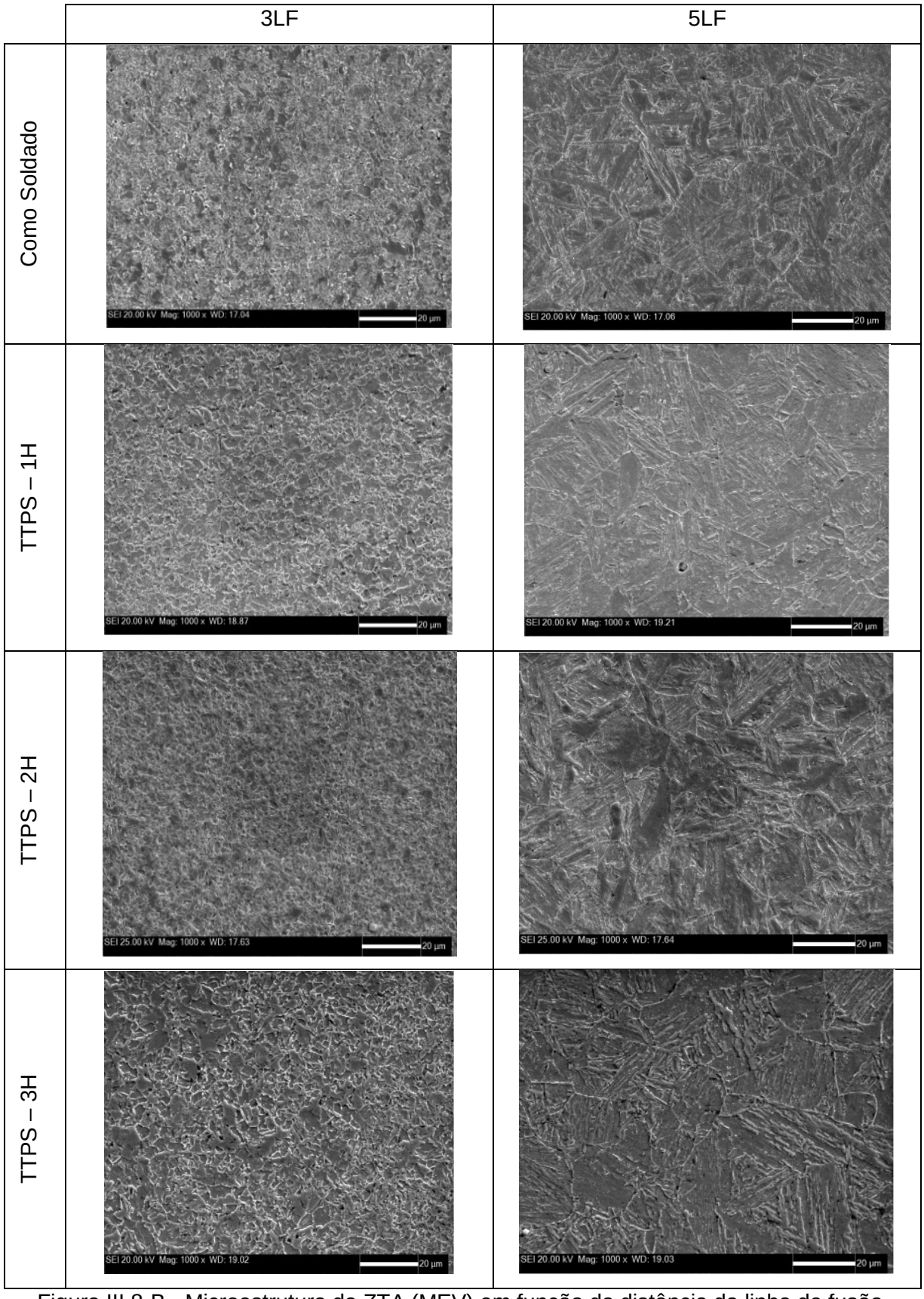


Figura III.8-B - Microestrutura da ZTA (MEV) em função da distância da linha de fusão. Aumento: 1000X. Ataque: Nital 2%.

A Figura III.9 apresenta a microestrutura do metal de solda onde se nota a ocorrência de uma microestrutura constituída de bainita (B) e martensita revenida (M).

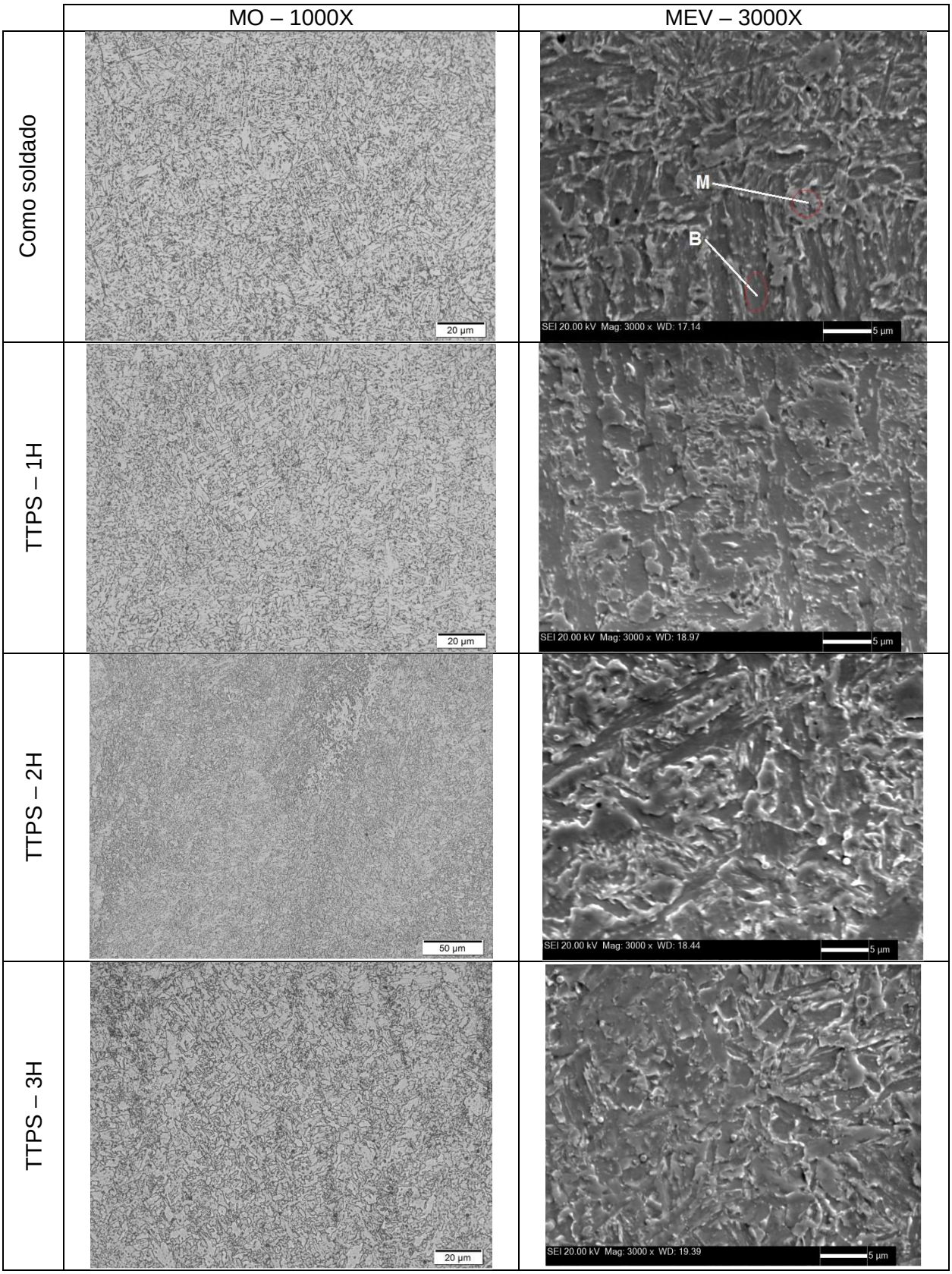


Figura III.9 - Microestrutura do metal de solda nas condições de como soldado e após TTPS observados por MO e MEV. Ataque: nital 2%.

A Figura III.10 mostra a ocorrência de extensiva precipitação nos contornos de grão do metal de solda após a realização do tratamento térmico.

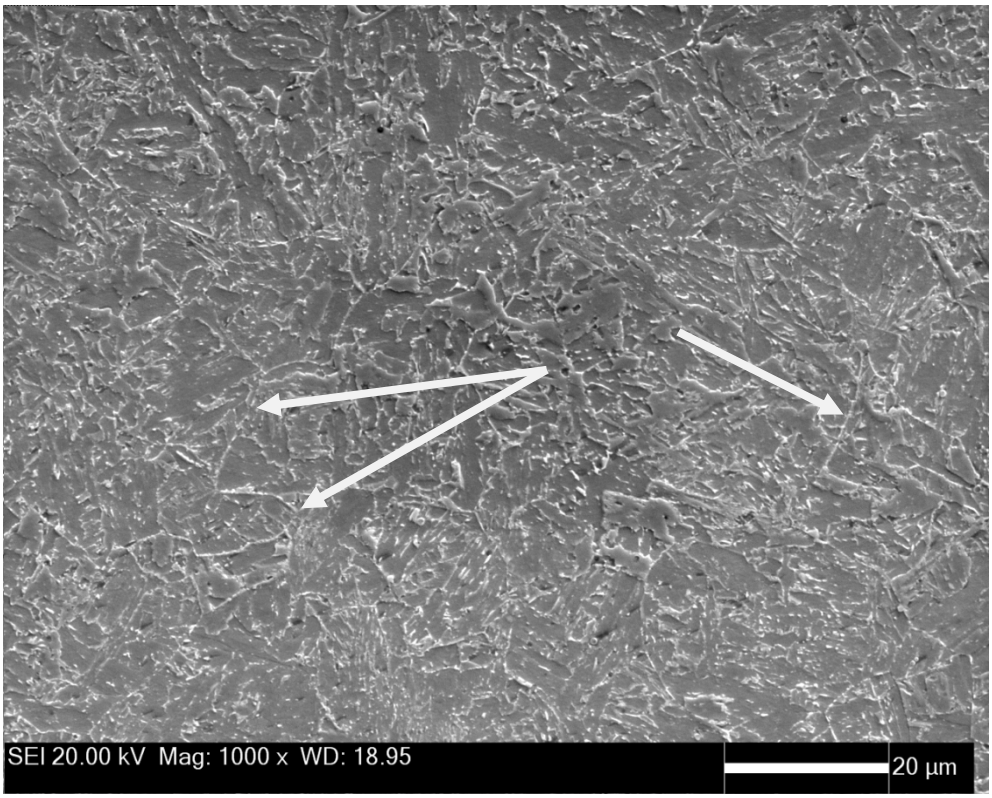


Figura III.10 - Ocorrência de precipitação nos contornos de grão do metal de solda na condição de TTPS-1H. Ataque: nital 2%.

Capítulo IV - Discussão

IV.1 Introdução

A Tabela IV.1 apresenta as propriedades mecânicas de aços fundidos de alta resistência para uso geral de acordo com a norma ASTM A 148 [14], que trata especificamente de aços fundidos para aplicações estruturais, que assim como a norma IACS W22 [4] não apresenta requisitos específicos de composição química, tendo apenas restrições aos teores máximos de fósforo e enxofre [14]. É de destaque na Tabela IV.1, o Grau 115-85 que apresenta requisitos próximos daqueles exigidos pela norma IACS W22 [4] mostrada na Tabela 1 para o aço Grau R4, em relação ao limite de escoamento do material. No entanto, vale ressaltar que a grande diferença entre as duas normas é justamente o fato que a norma ASTM A 148 não faz menção específica à requisitos para ensaios de impacto Charpy-V, o que torna a utilização dos aços fundidos na aplicação de acessórios de ancoragem um novo desafio, por ter que cumprir este requisito adicional, para o qual as fundições normalmente não estavam habituadas.

Tabela IV.1 - Propriedades mecânicas dos aços segundo a norma ASTM A 148 [14].

Grau	LE (MPa)	LR (MPa)	Al (%)	RA (%)
80-40	275	550	18	30
80-50	345	550	22	35
90-60	415	620	20	40
115-85	585	725	17	35
115-95	655	795	14	30
130-115	795	895	11	25
135-125	860	930	9	22
150-135	930	1035	7	18

LE – limite de escoamento; LR – limite de resistência;
Al - alongamento; RA – redução de área

De fato, a Tabela IV.2 mostra algumas composições de aços fundidos especificados para aplicações estruturais [36,37,38], onde se percebe que a composição básica não envolve a adição do elemento níquel, sendo normal a utilização de aços C-Mn para esta aplicação, utilizando-se processamentos termomecânicos quando se precisa de propriedades mais elevadas [37]. Mesmo quando existe a preocupação de estruturas soldadas, as normas envolvidas [38,34,35] ou não especificam requisitos mandatórios de tenacidade ou permitem que

os mesmos sejam acordados entre fornecedor e cliente, ou definem estes requisitos com valores muito inferiores aos previstos pela IACS W22 [4].

Tabela IV.2 - Composição química de aços fundidos para diversas aplicações [36,37,38].

Material	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	P	S	V	Nb	Ti
A [36].	0,24	1,37	0,38	0,40	0,47	0,18	0,03	0,03	0,008	-	-
B [37].	0,17	1,20	0,47	0,10	0,02	-	0,01	0,01	0,01	0,02	0,02
Grau WCC [38] (*)	0,25	1,20	0,60	0,50	0,50	0,20	0,04	0,04	0,03	-	-
Grau 11Q [38] (**)	015-025	040-070	020-080	-	1,65-200	020-030	0,04	0,04	-	-	-
Grau 340-550W [38] (***)	0,25	1,50	0,60	0,35	0,40	0,15	0,035	0,035	0,05	-	-
Grau 620-820 [38] (****)	-	-	0,60	-	-	-	0,035	0,035	-	-	-

(*) ASTM A 216/A 216M – 07; (**) ASTM A 732/A 732M – 05. (***) ISO 3755 – W , faz menção a soldabilidade ; (****) ISO 9477.

Com o intuito de cumprir estes objetivos, algumas alterações de processos e, principalmente, de materiais foram necessárias, destacando-se uma análise criteriosa da composição química. Neste quesito, verifica-se uma opção no aço aqui estudado por uma composição que permita uma temperabilidade elevada, conforme se observa na curva de resfriamento continuo mostrada na Figura IV. 1, mas mantendo um baixo teor de carbono e um teor elevado de níquel Tabela II. 1, de forma a permitir a obtenção de elevada resistência mecânica e alta tenacidade ao impacto. Com base nestas características importantes, embora o aço fundido em estudo apresente um elevado carbono equivalente (Tabela II. 1), traz consigo uma possibilidade de apresentar uma boa soldabilidade pela sua composição base. Todas estas características foram muito importantes para as propriedades mecânicas obtidas, conforme já discutido em trabalho anterior [1].

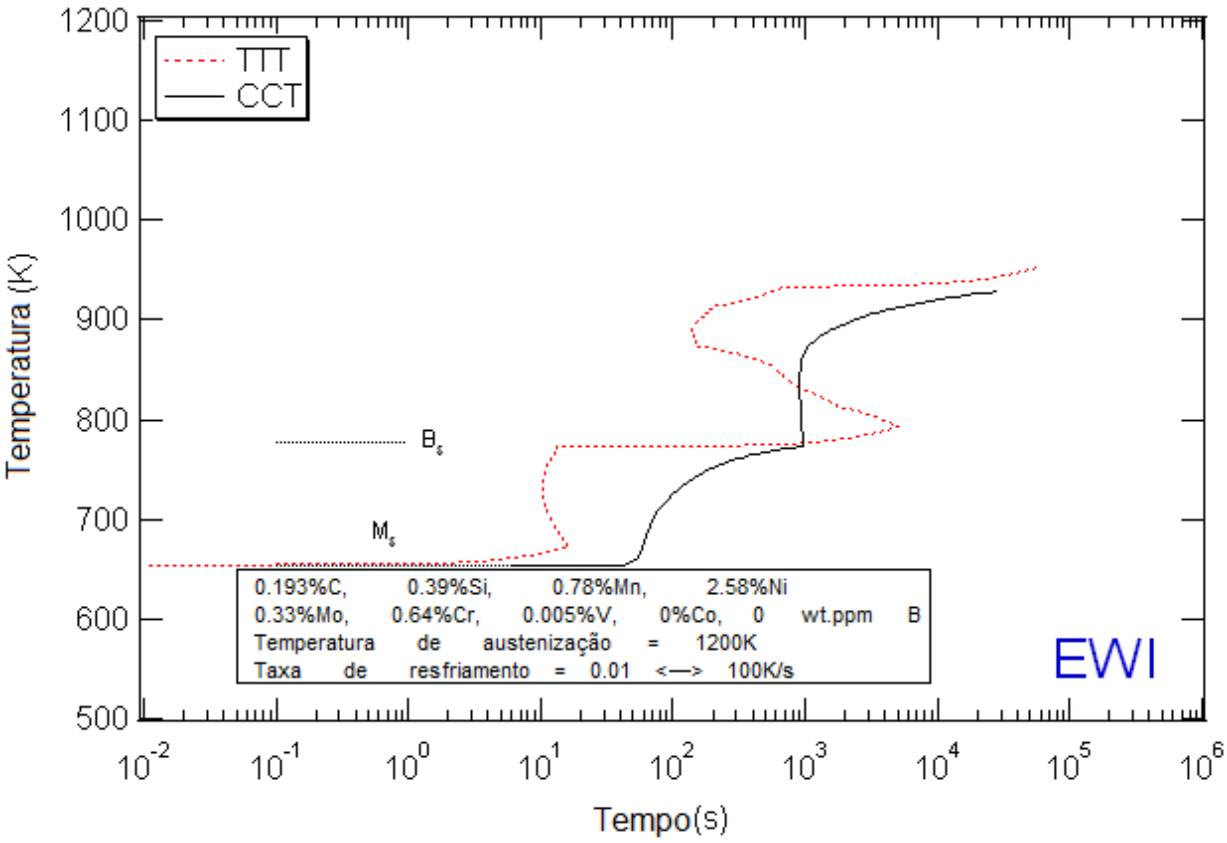


Figura IV.1 - Diagrama de resfriamento contínuo do aço fundido estudado [39].

Neste aspecto, é importante ainda considerar uma comparação com as composições normalmente utilizadas para aços forjados [5,33] e laminados [38,40], mostradas na Tabela IV.3, onde se percebe que estes apresentam um teor superior de carbono e carbono equivalente. Estes aços apresentam o benefício do processamento termomecânico prévio para o refino da microestrutura, o que leva os aços fundidos a terem que compensar com uma composição química mais adequada, tal como a utilizada no presente trabalho.

Tabela IV.3 - Composição química de alguns aços grau R4 [5,38,41,42].

Aço	C	Mn	Cr	Ni	Mo	Ceq*
Forjado [5]	0,30	0,89	0,95	0,85	0,43	0,78
Forjado [42]	0,32	0,90	0,89	0,79	0,39	0,78
Laminado [40]	0,24	1,02	1,22	0,71	0,36	0,77
Laminado [41]	0,24	1,06	1,05	0,55	0,22	0,71

*Ceq = C + Mn/6 + (Cr+Mo+V)/5 + (Ni+Cu)/15

Esta composição química com menores teores de carbono e carbono equivalente e um teor adequado de níquel (Tabela II.1) propiciou uma melhor soldabilidade e, consequentemente, a possibilidade da execução da soldagem com preaquecimento inferior ao empregado na pesquisa realizada por SUMAM [9].

IV. 2 Ensaios De Tração

A comparação dos resultados nas diversas condições de análise da junta soldada (Tabela III. 1), mostra não ter ocorrido uma variação significativa das propriedades mecânicas em função do aumento do tempo de tratamento térmico. Particularmente, a única diferença foi notada na resistência mecânica, a qual apresentou uma diminuição contínua com o aumento do tempo de tratamento, embora deva ser ressaltado que a diferença da condição de como soldado para a condição TTPS-3h foi de apenas 5%. Adicionalmente, é digno de menção o fato que todos os resultados foram superiores ao mínimo exigido para o aço grau R4, sendo ainda importante ressaltar que todos os corpos-de-prova romperam no metal base como já mostrado Figura III.1.

Ainda em relação aos resultados dos ensaios de tração, considerando que a resistência mecânica para os tempos de tratamento de 2 e 3 horas ficaram muito próximos ao mínimo exigido (Tabela III.1), entende-se que o tempo de tratamento mais recomendado seria de 1 hora.

IV. 3 Ensaios de Impacto Charpy-V

A observação dos resultados dos ensaios de impacto mostrados na Tabela III.2 para o metal base permite inferir que, de forma diferente do que ocorreu no ensaio de tração, além de não ocorrerem variações significativas de resultados entre as condições analisadas em função dos tratamentos térmicos, verificou-se que todos os resultados apresentaram-se muito superiores ao mínimo requerido para o aço R4.

O mesmo pode ser verificado na Tabela III.2 e na Figura III.3, quando se analisa os resultados para a condição de tratado termicamente por 1 hora, condição de melhor desempenho no ensaio de tração, para as diferentes posições em relação da linha de fusão, que se apresentam uniforme em relação ao metal base.

Com relação ao metal de solda, os resultados mostrados na Tabela III.2 e Figura III.4 evidenciam que esta é a região crítica da junta soldada em relação à tenacidade ao impacto, visto que os valores obtidos foram muito inferiores os propiciados pela ZTA e metal base. Neste caso, nota-se a queda acentuada nos valores de energia absorvida após a realização do tratamento térmico, com estabilização com o aumento do tempo de tratamento (Figura III.4). Este mesmo comportamento tem sido verificado em alguns trabalhos técnicos envolvendo metais de solda de alta resistência [44,45] e caracteriza a necessidade de uma análise criteriosa na seleção do consumível de soldagem para a aplicação, de modo a ser possível obter propriedades similares às do metal base e a ZTA.

Resultados superiores foram relatados por SUMAM et al. [1], utilizando uma composição química com menores teores de cromo e molibdênio e maiores teores de manganês e níquel.

Este fato caracteriza a dificuldade de desenvolvimento de consumíveis de altíssima resistência mecânica com um valor também elevado de tenacidade ao impacto. Contudo, alguns estudos realizados com um consumível de composição básica: C-0, 05%, Mn-2,0%, Si-0,30%, Cr-0,40%, Mo-0,60%, Ni-3,0% [46,47,44,45,48], mostrou resultados que estão de acordo com os valores de tenacidade obtidos para a ZTA do presente trabalho. Desta forma, entende-se ser interessante a avaliação do procedimento de soldagem aqui realizado com a utilização de um consumível com esta composição, visando a tentativa de uniformizar as propriedades de impacto das diferentes regiões da junta soldada.

IV.4 Ensaios de Dureza

A análise dos resultados de microdureza mostrados na Figura III.5 mostra que apesar de não terem sido verificadas variações significativas, nota-se uma leve tendência para redução dos valores de dureza na ZTA com o aumento do tempo de tratamento. Adicionalmente, verifica-se que os valores após tratamento térmico são sempre inferiores à 350 HV.

IV.5 Ensaios Metalográficos

A análise metalográfica permitiu evidenciar a presença de microestrutura refinada, constituída de martensita revenida tanto no metal base quanto na ZTA (Figuras III. 7 e III. 8). Além de apresentar uma microestrutura constituída somente deste constituinte, deve-se ressaltar que a martensita formada, em função da composição química do aço fundido estudado (Tabela II.1), apresenta-se refinada e com temperatura de transformação mais elevada (Figura IV.1) devido ao baixo teor de carbono, sendo estes fatores importantes para uma elevada tenacidade ao impacto.

Já no metal de solda, nota-se uma microestrutura constituída de martensita e bainita revenidas, o que seria o esperado devido às velocidades de resfriamento decorrentes da soldagem pelo processo eletrodo revestido [49], o que é um fator importante para uma tenacidade inferior. Embora a tenacidade no estado como soldado esteja em um patamar próximo ao metal base (Tabela III.2), a realização do TTPS provoca uma extensiva precipitação de carbetos nos contornos de grão (Figura III.10), o que gera uma queda acentuada nesta propriedade (Figura III.4), o que permite inferir que uma composição com menores teores de cromo e molibdênio poderia ser mais adequada para o consumível a utilizar, conforme já discutido previamente.

IV.6 Considerações Adicionais

No presente trabalho, conforme já abordado anteriormente, a questão crucial é a avaliação da influência do tempo de tratamento térmico nas propriedades mecânicas de uma junta soldada.

Considerando os resultados obtidos no aço em estudo, pode-se inferir que a adoção da soldagem como técnica de reparo de aços fundidos de elevada resistência mecânica, com composição química similar à utilizada no presente trabalho, não causa problemas nas propriedades mecânicas. Consequentemente, isto possibilita a execução de um reparo seguro para componentes de ancoragem, desde que se utilize um procedimento de soldagem adequado.

Neste aspecto, algumas questões devem ser melhor elucidadas de forma a evitar possíveis interpretações errôneas sobre o tema em estudo, quais sejam:

a) A composição química do aço fundido estudado foi um fator importante nos resultados obtidos, devendo ser considerada na seleção de materiais para esta aplicação. Isto se torna importante, pois a afirmação de que a soldagem de reparo pode ser executada com segurança em aços fundidos, depende da matéria-prima utilizada. E, em casos, onde se utilize aços fundidos com composições diferentes, mesmo próximas das composições dos aços fundidos ou forjados utilizados em componentes de ancoragem, pode não permitir resultados satisfatórios, já que os aços fundidos não apresentam o benefício do refino de grão propiciado pelos processos de fabricação destes outros aços;
b) Em uma análise de propriedades de diferentes regiões da junta soldada, verificou-se que o metal de solda foi a região crítica, o que torna a seleção de consumíveis de soldagem para esta aplicação também uma etapa fundamental, não somente para aprovação do procedimento de soldagem, mas para a integridade do equipamento, pela uniformidade de propriedades e;
c) Na análise realizada, a questão das tensões residuais não foi considerada, visto que quando se promove o corte de seções para realização de ensaios mecânicos, estes corpos-de-prova estão livres destas tensões [50]. Assim, é importante a realização dos tratamentos térmicos pós-soldagem, conforme recomendado pelas normas que envolvem o reparo de aços fundidos [49,51] devido ao efeito que exercem na redução de tensões residuais de aços fundidos [50,52].

Considerando os resultados obtidos no presente trabalho, associado com as considerações acima elucidadas, é possível inferir que é possível realizar reparos soldados com confiabilidade em aços fundidos com composição química similar à do presente estudo, com a realização de tratamento térmico pós-soldagem por 1 hora, com o objetivo de alívio das tensões residuais, sem prejuízo das propriedades mecânicas.

Adicionalmente, deve-se prever a seleção de um consumível de soldagem alternativo, que propicie propriedades de impacto similares às da ZTA do aço estudado.

Conclusões

Do exposto no transcurso do presente trabalho, pode-se concluir que:

a) O aço fundido R4 estudado é soldável pelo processo eletrodo revestido com preaquecimento de 200ºC e tratado termicamente a 600ºC;
b) O melhor conjunto de propriedades foi obtido para a condição de tratado termicamente a 600ºC por 1 hora;
c) O aço fundido estudado não apresentou mudanças significativas de propriedades mecânicas com a variação do tempo de tratamento;
d) É recomendável a utilização de aços fundidos de alta resistência com baixo carbono e com adição de níquel em sua composição química, para obtenção de boas propriedades mecânicas na ZTA das juntas soldadas.
e) O metal de solda apresentou resultados de tenacidade ao impacto inferiores aos obtidos na ZTA, sendo que o tratamento térmico pós-soldagem propiciou uma queda acentuada nesta região ficando bem próximo do mínimo exigido pela norma IACS W22.

Sugestões para Trabalhos Futuros

Para continuidade do presente trabalho, permite-se sugerir:

a) Realizar a soldagem do aço estudado com outro consumível com menor teor de cromo e molibdênio, para verificar as propriedades após a realização do tratamento térmico pós-soldagem e;
b) Realizar a análise de tensões residuais nas juntas soldadas, de modo a verificar a possibilidade de utilização de equipamentos com reparo soldado sem a necessidade de realização de tratamentos térmicos pós-soldagem.

Referências Bibliográficas

[1] SUMAM, J.A.; JORGE, J.C.F.; SOUZA, L.F.G.; BOTT, I.S. “Efeito de Tratamentos Térmicos pós-Soldagem nas Propriedades de Aço Fundido de Elevada Resistência para Sistemas de Ancoragem de Plataformas Marítimas”, *Soldagem & Inspeção*, v. 9, n. 4, pp. 205-212, 2004.

[2] KITAGAWA, Yoshihiko; KAWASAKI, Hiroyuki. “Recent Development of High-strength and Tough Welding Consumables for Offshore Structures”, Kobelco Technology Review, n. 32, pp. 1-8, Dec. 2013.

[3] GONÇALVES, R.C.F. e COSTA, L.C.S. “Inspeção em linhas de ancoragem de unidades de produção”, **XXI Congresso Nacional de Ensaios Não Destrutivos**, pp. 1-9, Salvador, Agosto 2002.

[4] INTERNATIONAL ASSOCIATION OF CLASSIFICATION SOCIETIES (IACS). W22 Offshore Mooring Chain. Jun. 2011.

[5] CHAVES, A.P.; **Estudo comparativo da vida em fadiga de aços fundidos e forjados de alta resistência para utilização em acessórios de linhas de ancoragem de plataformas offshore**, Dissertação de M.Sc., CEFET-RJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2010.

[6] OLIVEIRA, E.M.; JORGE, J.C.F. e SOUZA, L.F.G.; “Efeito de tratamento térmico pós-soldagem nas propriedades mecânicas de juntas soldadas de aço fundido de alta resistência”, Anais do 69º Congresso Anual da ABM, pp. 1-12, São Paulo, 2014.

[7] MAGUDEESWARAN, G.; BALASUBRAMANIAN, V.; MADHUSUDHAN REDDY, G.; “Effect of Welding Consumables on Fatigue Performance of Shielded Metal Arc Welded High Strength, Q&T Steel Joints”, Journal of Materials Engineering and Performance – v. 18, n.1, pp. 49-56, Feb. 2009.

[8] MODENESI, P. J.; MARQUES, P. V.; SANTOS, D. B.; “Introdução à Metalurgia da Soldagem”, Universidade Federal de Minas Gerais, Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Belo Horizonte, jan. 2012.

[9] SUMAM, J. A.; **Efeito de tratamentos térmicos pós-soldagem nas propriedades mecânicas de juntas soldadas de aço fundido de alta resistência mecânica**, Dissertação de M.Sc., CEFET/RJ, Rio de janeiro, RJ, Brasil, 2003.

[10] BUBERL, A. R.; HANUS, R.; “Cast steel in the competition of materials”, Voest-alpine stahl linz GmbH Steel Foundry, Linz, Áustria, pp. 1-13, 1999.

[11] SADEGHI, K. “An overview of design, analysis, construction and installation of offshore petroleum platforms suitable for Cyprus oil/gas fields”, GAU J. Soc. & Appl. Sci., v. 2, n. 4, pp. 1-16, 2007.

[12] HEALY, J.; CHUBB, J. P.; BILLINGHAM, J.; “Further assessment of cast steel for use in offshore structures”, Int J Fatigue 12 No 3, pp. 191-197, 1990.

[13] AIDUN, D. K., SAVAGE, W. F.; “Optimizing repair welding techniques in cast steel – part II”; Welding Research Supplement, pp. 97-103, Abr. 1985.

[14] ASTM A 148/148M 05. Standard Specification for Steel Castings, High Strength, for Structural Purposes. 2005.

[15] BRITISH STANDARD BS 3100 - Specification for Steel castings for general engineering purposes, 1991.

[16] JACKSON, W.J. “The Design and Properties of Steel Castings”. Materials In Engineering, v. 2, pp. 310-323, Dez. 1981.

[17] BILLINGHAM, J.; “Review of the performance of high strength steels used offshore strength steels used offshore”, HSE - Health & Safety Executive, Research Report 105, 2003.

[18] ASM HANDBOOK. Volume 4 Heat Treating. 1991.

[19] TALAS, S.; “The assessment of carbon equivalent formulas in predicting the properties of steel weld metals”, ELSEVIER - Material and Design, pp. 2649-2653, 2010.

[20] SURIAN, E.; RAMINE DE RISSONE, M.; DE VEDIA L. A.; “Influence of molybdenum on ferritic high strength SMAW all-weld-metal properties”, Supplement to the Welding Journal, April 2005.

[21] BHADESHIA, H., K., D., H., BAINITE IN STEELS Transformations, Microstructure and Properties, Second Edition, IOM Communications Ltd, London. 2001

[22] ANSI/AWS. SFA-5.5/5.5M, SPECIFICATION FOR LOW-ALLOY STEEL ELECTRODES FOR SHIELDED METAL ARC WELDING, 2007.

[23] KEEHAN, E., KARLSSON, L., ANDRÉN, H.-O; “Influence of carbon, manganese and nickel on microstructure and properties of strong steel weld metals - Part 1 – Effect of nickel content”; Science and Technology of Welding and Joining, N^0 1, vol. 11, PP. 1-8, 2006.

[24] JORGE, C., F., SOUZA, F., G., REBELLO, M., A.; “The effect of chromium on the microstructure/toughness relationship of C–Mn weld metal deposits”; Elsevier Science, Materials Characterization 47, pp. 195-205, 2001.

[25] SURIAN, E.; TROTI, J.; CASSANELLI, A.; DE VEDIA, L. A.; “Influence of Chromium on the Mechanical Properties and Microstructure of Weld Metal from a High-Strenght SMA Eletrode”, SUPPLEMENT TO THE WELDING JOURNAL, MARCH 1994.

[26] PINHEIRO, M. M.; **Influência do Preaquecimento e Tratamento Térmico Pós-soldagem nas Propriedades Mecânicas do Metal de Solda de Aços de Alta Resistência Obtidos por Processo Arame Tubular tipo Metal Cored**, Dissertação de M.Sc., CEFET/RJ, Rio de janeiro, RJ, Brasil, 2012.

[27] GOMES, A. J. M.; **Estudo Comparativo de Metais de Solda de Aços de Extra Alta Resistência para Utilização em Componentes de Linhas de Ancoragem de Plataformas de Petróleo**, Dissertação de M.Sc., CEFET/RJ, Rio de janeiro, RJ, Brasil, 2012.

[28] FUNDERBURK, R. S.; “Key Concepts in welding Engineering”, Welding Innovation, vol. XV, n. 2, 1998.

[29] SRIVASTAVA, B. K.; TEWARI, S. P.; PRAKASH, J.; “A review on effect of preheating and/or post weld heat treatmemt (pwht) on mechanical behaviour of ferrous metals”, International Journal of Engineering Science and Technology, v. 2, n. 4, 2010.

[30] JORGE, C. F. J.; FARAGASSO, S. M.; SOUSA, L. F. G.; BOTT, I. S.; “Efeito do Tratamento Térmico Pós-Soldagem nas Propriedades Mecânicas e Microestruturais de Metal de Solda de Aço de Extra Alta Resistência para Utilização em Equipamentos de Ancoragem”, Soldagem. Inspeção, São Paulo, v. 18, n. 02, pp. 137-148, Abril/Jun. 2013.

[31] MARQUES, P. V.; MODENESI, P. J.; BRACARENSE, Q. A.; Soldagem – Fundamentos e Tecnologia; 3ª edição / Editora UFMG, Belo Horizonte, 2011.

[32] ASM Handbook volume 4; Heat Treating- ASM Internacional, 1991

[33] AMERICAN BUREAU OF SHIPPING, Rules for Materials and Welding, Part 2, USA, 2014.

[34] KOU, S. Welding Metallurgy. New York: John Willey & Sons, 2ª ed. pp.33, 2003.

[35] ASTM A-370-05. Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products. ASTM International, West Conshohocken, pp.19, 2012.

[36] JORGE, C. F. J.; SOUSA, L. F. G.; FILHO, O. R. S.; FILHO, A. M. F. S.; BOTT, I. S.; GUIMARÃES, F. H. B.; “Relação tenacidade/microestrutura da ZTA de aço fundido ASTM A 148 Gr. 80-50 para acessórios de ancoragem de plataformas de petróleo”, Soldagem & Inspeção, Dezembro 2004.

[37] ZHAO, J.; JIANG, Z.; LEE, C.S.; “Enhancing impact fracture toughness and tensile properties of a microalloyed cast steel by hot forging and post-forging heat treatment processes”, Materials & Design, pp. 227-233, 2013.

[38] STEEL FOUNDERS' SOCIETY OF AMERICA, STEEL CASTINGS HANDBOOK, Supplement 2, Summary of Standard Specifications for Steel Castings, pp.1-66, 2009.

[39] EWI Virtual Joinning Portal – EWI Modeling Result. Disponível em http://calculations.ewi.org/vjp/secure/TTTCCTPlots.asp. Acesso em 15 de novembro de 2014.

[40] DET NORSKE VERITAS AS, Offshore Standard DNV-OS-F101, Submarine Pipeline Systems, August, 2012.

[41] PIRES, F.S.; **Avaliação do Efeito do Dano por Fadiga nas Propriedades de Tração e Dureza do Aço Grau R4 da Norma IACS W22/2004 Utilizado na Confecção de Amarras de Linhas de Ancoragem**, Dissertação de M.Sc., CEFET/RJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2007.

[42] CARNEIRO, M.M.; **Influência da Fração de Martensita Revenida na Vida em Fadiga de um Aço Estrutural com Aplicação em Sistemas de Ancoragem**, Dissertação de MSc., DCMM, PUC-RIO, Rio de Janeiro, RJ, Brasil. 2002.

[43] CANTARIN, T.N.; NEVES, M.D.M.; "Caracterizações mecânicas e microestruturais do aço AISI 8630 modificado revestido com a liga de níquel 625 pelo processo de soldagem TIG após vários ciclos térmicos de alívio de tensões", 370 Congresso Nacional de Soldagem, ABS, p.1-10, Natal, Rio Grande do Norte, 2011.

[44] KARLSSON, L.; KEEHAN, E.; ANDREN, H.O.; BHADESHIA, H.K.D.H.; "Development of high strength steel weld metals – potential of novel high-Ni compositions", EUROJOIN, Proceedings, pp.1-850, Vienna, 2004.

[45] KEEHAN, E.; L.KARLSOON, L.; ANDREN, H.O.; "Influence of C, Mn and Ni contents on microstructure and properties of strong steel weld metals, Part I – Effect of nickel content, Science and Technology of Welding and Joining", v. 11, n. 1, pp. 1-8, Reino Unido, 2006.

[46] JORGE, J.C.F.; FARAGASSO, S.M.; SOUZA, L.F.G.; BOTT, I.S.; "Efeito do Tratamento Térmico Pós-Soldagem nas Propriedades Mecânicas e Microestruturais de Metal de Solda de Aço de Extra Alta Resistência para Utilização em Equipamentos de Ancoragem", Soldagem e Inspeção, v. 18, n. 2, pp.137-148, 2013.

[47] LORD, M.; JENNINGS, G.; "Effect of interpass temperature on properties of high-strength weld metals", Svetsaren, v. 54, n. 1-2, pp. 53-58, Sweden, Jan. 1999.

[48] KEEHAN, E.; ZACHRISSON, J. e KARLSSON, L.; “Influence of cooling rate on microstructure and properties of high strength steel weld metal”, Science and Technology of Welding and Joining, v. 15, n. 3, pp. 233-238, Abril, 2010.

[49] ASTM A 488. Standard Practice for Steel Castings, Welding, Qualifications of Procedures and Personnel. ASTM International, pp. 19, 2012.

[50] VIEIRA, R.D.; JORGE, J.C.F.; FREIRE, J.L.F. e CASTRO, J.T.P.; “Medição de tensões residuais em peças fundidas com reparo soldado”, Anais do 3º Seminário Latino-americano de Inspeção de Equipamentos, pp. 39-46, 1995.

[51] INTERNATIONAL ASSOCIATION OF CLASSIFICATION SOCIETIES (IACS). W8, Hull and machinery steel castings. Londres, 2004.

[52] SANTOS, O.R. Filho; SANTOS, A.M. Filho; VIEIRA, R.D.; SOUZA, L.F.G.; PACHECO, P.M.C.L.; JORGE, J.C.F.; “Avaliação de juntas soldadas de aços fundidos para construção naval”, Anais do 140 Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, pp. 37901-37913, 2000.