

LUCAS ACQUAVIVA CARRANO DE GODOIS

Correlação entre a energia absorvida por impacto Charpy-V e tenacidade à fratura na região
de transição dúctil-frágil de juntas soldadas

São Paulo
2022

LUCAS ACQUAVIVA CARRANO DE GODOIS

Correlação entre a energia absorvida por impacto Charpy-V e tenacidade à fratura na região de transição dúctil-frágil de juntas soldadas

Versão Corrigida

Dissertação apresentada à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo para a obtenção do título de Mestre em Ciências

Área de Concentração:
Engenharia Naval e Oceânica

Orientador: Professor Titular Claudio Ruggieri
Coorientador: Dr. Vitor Scarabeli Barbosa

São Paulo

2022

Autorizo a reprodução e divulgação total ou parcial deste trabalho, por qualquer meio convencional ou eletrônico, para fins de estudo e pesquisa, desde que citada a fonte.

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, _____ de _____ de _____

Assinatura do autor: _____

Assinatura do orientador: _____

Catálogo-na-publicação

Godois, Lucas Acquaviva Carrano de

Correlação entre a energia absorvida por impacto Charpy-V e tenacidade à fratura na região de transição dúctil-frágil de juntas soldadas / L. A. C. Godois - versão corr. -- São Paulo, 2022.

129 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica.

1.Mecânica da fratura 2.Juntas soldadas 3.Transição dúctil-frágil 4.Curva Mestra I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica II.t.

Aos meus pais Paulo e Rita, e minha irmã Laura pelo
apoio incondicional e confiança

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Claudio Ruggieri pela orientação;

Ao meu coorientador e amigo Dr. Vitor Scarabeli Barbosa pelo apoio, incentivo, conselhos e exemplo de profissionalismo;

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pela bolsa de Mestrado;

Aos Colegas do Núcleo Avançado em Mecânica da Fratura & Integridade Estrutural (NAMEF): Andres Plata, Behnam Sobhaniragh, Claudinei Ferreira, Hamidreza Afzalimir, Iago Santos, Javier Gualdron, Nathan Silvestre, Vinicius Mota, pelo companheirismo e momentos de descontração;

Aos colegas do Grupo de Pesquisa em Soldagem e Junção (GPSJ) pela amizade e momentos de descontração;

Aos colegas do Laboratório de Mecânica *Offshore* (LMO) Cristiano Emílio, Edite e Rafael Savioli pelo auxílio, amizade e momentos de descontração;

RESUMO

Este trabalho aborda uma investigação experimental do comportamento à fratura frágil por clivagem de juntas soldadas de um aço estrutural ferrítico ASTM A572 Gr.50 fabricadas por dois processos de soldagem. O principal objetivo deste estudo é avaliar uma abordagem de correlação que permita estimar valores de tenacidade à fratura para juntas soldadas a partir de medidas de energia impacto Charpy-V. Ensaios de tenacidade à fratura conduzidos em corpos de prova SE(B) com entalhe localizado no centro do cordão de solda fornece medidas da resistência à fratura por clivagem em termos da integral-J no ponto de instabilidade, J_c , para as juntas soldadas, incluindo o metal de base. Ensaios convencionais de tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy fornecem medidas para caracterizar a região de transição dúctil-frágil das juntas soldadas bem como estimativas de tenacidade à fratura a partir das expressões convencionais de correlação. Uma análise estatística baseada na metodologia da curva mestra conduzida nos valores experimentais de tenacidade à fratura fornece a temperatura de referência para os materiais empregados, da qual estimativas de tenacidade à fratura baseada na energia Charpy-V são obtidas. Os resultados mostram que as correlações empregadas neste estudo entre a T_0 e energia Charpy-V forneçam eventualmente estimativas de tenacidade à fratura não conservadoras e, por isso, teriam de ser aperfeiçoadas uma vez que o principal objetivo é garantir níveis de segurança adequados, como é eventualmente preconizado por procedimentos de avaliação de defeitos.

Palavras-chave: juntas soldadas, curva mestra, correlação energia Charpy-tenacidade à fratura, fratura por clivagem.

ABSTRACT

This work addresses an experimental investigation of the cleavage fracture behavior of welded joints of a ferritic structural steel ASTM A572 Gr.50 fabricated by two welding processes. The main objective of this study is to evaluate a correlation approach that allows estimation of fracture toughness values for welded joints from Charpy-V impact energy measurements. Fracture toughness testing conducted on SE(B) specimens with a notch located in the center of the weld bead provides measures of the cleavage fracture resistance in terms of the J-integral at the point of instability, J_c , for welded joints including the baseplate. Conventional Charpy impact V-notch toughness tests provide data to characterize the ductile-to-brittle transition region of the welded joints as well as fracture toughness estimates from conventional correlation expressions. A statistical analysis based on the master curve methodology conducted on the experimentally fracture toughness values provides the reference temperature for the materials tested, from which Charpy-V energy-based fracture toughness estimates are obtained. The results show that the correlations employed in this study between T_0 and Charpy-V energy potentially provide nonconservative fracture toughness estimates and, therefore, would need to be improved since the main objective is to ensure adequate safety levels, as usually required by flaw assessment procedures.

Keywords: welded joints, master curve, Charpy energy-fracture toughness correlation, cleavage fracture.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Princípio de similitude, o qual torna possível correlacionar os parâmetros de fratura entre uma estrutura de engenharia e corpo de prova.....	27
Figura.2.2 – Representação esquemática da curva tensão deformação referente a materiais elástico não linear e elasto-plástico.	28
Figura 2.3 – Ilustração esquemática do contorno arbitrário ao redor da trinca.	29
Figura 2.4 – Efeitos da plasticidade nos campos de tensões na ponta da trinca: (a) <i>Small-scale yielding</i> , (b) <i>elastic-plastic condition</i> , e (c) <i>large-scale yielding</i>	30
Figura 2.5 – Parcelas plástica e elástica provenientes da curva carga vs. deslocamento.	32
Figura 2.5 – Representação esquemática: (A) equipamento de ensaio; (B) corpo de prova Charpy	34
Figura 2.6 – Representação da geometria dos corpos de prova (a) C(T); (b) SE(B); e (c) M(T)	36
Figura 2.7 – Características macroscópicas de uma junta soldada.....	37
Figura 2.8 – Fatores responsáveis pela tenacidade à fratura de juntas soldadas.	37
.....	37
Figura 2.9 – Representação esquemática do processo <i>SMAW</i>	39
Figura 2.10 – Processo de soldagem com arame tubular (a) com gás de proteção e (b) autoprottegido	40
Figura 2.11 – Caracterização da região de transição dúctil-frágil dos aços ferríticos.....	41
Figura 2.12 – Representação esquemática da zona do processo de fratura a partir da presença de uma trinca.	43
Figura 2.13 – Curva ASME determinando o patamar inferior de tenacidade e valores de <i>K_{Ic}</i> obtidos para diversas classes de aços ferríticos.	44
Figura 2.14 - Exemplo do formato da curva mestra de dados de tenacidade à fratura já ajustados para a espessura de 1T (25,4 mm).	45
Figura 2.15 – Efeitos das características distintas dos ensaios de tenacidade ao impacto Charpy-V e à fratura.	48
Figura 3.1 – (a) Chapas preparadas para soldagem e (b) geometria da junta	51
Figura 3.2 – (a) Uso da chama oxiacetilênica para pré aquecimento e (b) câmera termográfica para controle de temperatura de interpasse.....	52
Figura 3.3 – (a) Aplicação do revelador e (b) defeitos superficiais encontrados.....	53

Figura 3.4 – (a) Exemplo de <i>layout</i> para extração dos corpos de prova; (b) Posição da extração dos corpos de prova SE(B), charpy, de tração.....	53
Figura 3.5 – Forno Jung (modelo LF7012)	55
Figura 3.6 – Representação gráfica das etapas envolvidas no tratamento térmico de alívio de tensões.	55
Figura 3.7 – Disposição dos corpos de prova Charpy-V para o TTAT.....	56
(a) Antes do TTAT (b) Após TTAT.....	56
Figura 3.8 - Disposição dos corpos de provas SE(B) para o TTAT.....	56
Figura 3.9 – Dimensões padronizadas dos corpos de prova de tração	57
Figura 3.10 – Layout de extração dos corpos de prova All-Weld-Metal.	57
Figura 3.11 – Extensômetro acoplado ao corpo de prova	58
Figura 3.12 – Geometria e dimensão do corpo de prova Charpy	60
Figura 3.13 - Equipamentos utilizados durante o ensaio de tenacidade por impacto Charpy-V (a) a baixas temperaturas e (b) altas temperaturas	61
Figura 3.14 – Determinação dos coeficientes da função tangente hiperbólica utilizada no ajuste dos dados experimentais de tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy.....	62
Figura 3.15 - Geometria e dimensão do corpo de prova SE(B)	64
Figura 3.17 - Máquina de ensaio universal servo-hidráulica MTS	66
Figura 3.18 – Posicionamento do extensômetro ao entalhe de um corpo de prova PCVN.....	68
Figura 3.19 – (a) Curva característica de carga versus deslocamento (<i>P-CMOD</i>) e (b) representação esquemática da flexão em 3 pontos em um corpo de prova de geometria SE(B)	71
Figura 3.20 – Representação do método dos nove pontos para medição de a_0 e Δa_p	74
Figura 4.1 - Curvas tensão-deformação de engenharia das juntas soldadas SMAW (a) e FCAW [58] (b) obtidas na temperatura ambiente ($T_{amb} = 20\text{ }^\circ\text{C}$).	83
Figura 4.2 – Curva de energia Charpy-V da junta SMAW	86
Figura 4.3 - Curva de energia Charpy-V da junta SMAW-PWHT.....	87
Figura 4.4 – Curva de energia Charpy-V da junta soldada FCAW [58].....	88
Figura 4.5 – Curva de energia Charpy-V do aço ASTM A572 Grau 50 [59]	89
Figura 4.6 – Curva de energia Charpy do metal de base e suas juntas soldadas.....	90
Figura 4.7 – Curvas <i>P-CMOD</i> experimentais referentes aos maiores (a) e menores (b) valores de <i>JC</i> para o metal de base e suas juntas soldadas.....	92
Figura 4.9 – Distribuição acumulada de Weibull dos valores experimentais de <i>JC</i> provenientes das juntas soldadas, incluindo o metal de base testado por B&R.	97

Figura 4.10 – (a) Análise fractográfica da junta correspondente ao maior valor de JC (273 kJ/m^2) proveniente do processo <i>SMAW</i> ; (b) ampliação de 500X próximo a região da trinca obtida por MEV; (c) ampliação de 5000X próximo a região da trinca obtida por MEV [60] .99	
Figura 4.11 – (a) Análise fractográfica da junta correspondente ao maior valor de JC (205 kJ/m^2) proveniente do processo <i>FCAW</i> ; (b) ampliação de 500X próximo a região da trinca obtida por MEV; (c) ampliação de 5000X próximo a região da trinca obtida por MEV [58]100	
Figura 4.12 - (a) Análise fractográfica do metal de base correspondente ao maior valor de JC (80 kJ/m^2); (b) ampliação de 50X próximo a região da pré-trinca por fadiga e início da fratura obtida por MEV; (c) ampliação de 2500X próximo a região da trinca obtida por MEV. [16]	101
Figura 4.13 – Curva mestra da junta <i>SMAW</i> obtida na temperatura de $-70 \text{ }^\circ\text{C}$	104
Figura 4.14 – Curva mestra da junta <i>SMAW-PWHT</i> obtida na temperatura de $-70 \text{ }^\circ\text{C}$	104
Figura 4.15 – Curva mestra da junta <i>FCAW</i> [58] obtida na temperatura de $-70 \text{ }^\circ\text{C}$	105
Figura 4.16 – Curva mestra do metal de base determinada por B&R[59] obtida na temperatura de -20°C	105
Figura 4.17 - Curvas mestra da junta <i>SMAW</i> oriundas de cada correlação e da E1921 ($ECVN \rightarrow T0$)	110
Figura 4.18 - Curvas mestra da junta <i>SMAW-PWHT</i> oriundas de cada correlação e da E1921 ($ECVN \rightarrow T0$).....	110
Figura 4.19 - Curvas mestra da junta <i>FCAW</i> [58] oriundas de cada correlação e da E1921 ($ECVN \rightarrow T0$).....	111
Figura 4.20 - Curvas mestra do metal de base [59]oriundas de cada correlação e da E1921 ($ECVN \rightarrow T0$).....	111
Figura 4.21 – Comparação dos valores de estimados de $KJc - med, CVN$ com os valores experimentais de tenacidade à fratura, $KJc - med, CM$	113
Figura 4.22 – Curvas mestra da junta <i>SMAW</i> provenientes das correlações $T41J - 10, TCVN$ e $T0, IGC$	115
Figura 4.23 - Curvas mestra da junta <i>SMAW-PWHT</i> provenientes das correlações $T41J - 10, TCVN$ e $T0, IGC$	116
Figura 4.24 - Curvas mestra da junta <i>FCAW</i> [58] provenientes das correlações $T41J - 10, TCVN$ e $T0, IGC$	116
Figura 4.25 - Curvas mestra do metal de base provenientes das correlações $T41J - 10, TCVN$ e $T0, IGC$	117

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.0 - Principais diferenças entre os ensaios de tenacidade por impacto Charpy-V e tenacidade à fratura.	47
Tabela 4.1 – Composição química (% em massa) do aço estrutural ASTM A572 Grau 50 e suas juntas soldadas SMAW e FCAW.....	82
Tabela 4.2 – Propriedades mecânicas do metal de base ASTM A572 Gr.50 e suas juntas soldadas (SMAW e FCAW)	84
Tabela 4.3 – Valores do limite de resistência ao escoamento e módulo de elasticidade ajustados a temperatura de ensaio de acordo com as Equações 3.0 e 3.1.....	85
Tabela 4.4 – Valores da tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy da junta soldada SMAW	86
Tabela 4.5 - Valores da tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy da junta soldada SMAW-PWHT	87
Tabela 4.6 - Valores da tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy da junta soldada FCAW [58]	88
Tabela 4.7 - Valores da tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy do aço ASTM A572 Grau 50 [59]	89
Tabela 4.8 – Coeficientes do ajuste da tangente hiperbólica resultantes de cada material (metais de solda SMAW, SMAW-PWHT e FCAW, e metal de base).....	90
Tabela 4.9 – Estimativas iniciais viáveis de temperatura para ensaios de tenacidade à fratura.....	91
Tabela 4.10 – Valores de J_C e seu correspondente valor expressos em termos de K para o metal de base e suas juntas soldadas.	95
Tabela 4.11 – Resultado das estimativas do parâmetro de escala, K_0 , $K_{JC}(med)$ e T_0 para o metal de base e suas juntas soldadas.	102
Tabela 4.12 – Estimativas de T_0 obtidas a partir das quatro correlações empíricas e curva mestra (E1921).	107
Tabela 4.13 – Diferença absoluta as estimativas T_0 , $ECVN$ e T_0, CV	108
Tabela 4.14 – Valores medianos de tenacidade à fratura ($K_{JC}(med)$) obtidos por meio das quatro correlações empíricas e curva mestra (E1921).	108
Tabela 4.15 – Estimativas de T_0 e $K_{Jc} - med$ obtidos por meio das correlações propostas	115

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ARBL: Alta Resistência e Baixa Liga;

API: *American Petroleum Institute*;

ASME: *American Society of Mechanical Engineers*;

ASTM: *American Society for Testing and Materials*;

BS: *British Standard*;

CCC: Cúbica de Corpo Centrado;

CMOD: *Crack Mouth Opening Displacement*;

CM: Curva Mestra;

C(T): *Compact-Tension*;

CTOD: *Crack Tip Opening Displacement*;

DWTT: *Drop Weight Tear Test*;

ECA: *Engineering Critical Assessment*;

ECVN: Ensaio de Tenacidade ao Entalhe em V por Impacto Charpy;

EPS- Especificação de Procedimento de Soldagem (EPS)

FAD: *Failure Assessment Diagram*;

FCAW: *Flux-cored Arc Welding*

FFS: *Fitness-for-Service*;

HRR: *Hutchinson – Rice – Rosengren*;

HSLA: *High Strength Low Alloy Steel*;

LIT: Limite Inferior de Tolerância;

LST: Limite Superior de Tolerância;

LSY: *Large Scale Yielding*;

MCM: Metodologia da Curva Mestra;

MFM: Mecânica da Fratura Monoparamétrica;

MFEL: Mecânica da Fratura Elástica-linear;

MFEP: Mecânica da Fratura Elasto-Plástica;

MMV: Método da Máxima Verossimilhança;

M(T): *Middle tension (American Standards)*;

PSE: Patamar Superior de Energia;

PIE: Patamar Inferior de Energia;

PS: *Plane Sided*;

PWHT: *Post Weld Heat Treatment*;

RITDF: Região Inferior da Transição Dúctil-frágil;

RKR: *Ritchie – Knott – Rice*;

RTDF: Região de Transição Dúctil-frágil;

RTNDT: *Reference Temperature for Nil-Ductile Transition*;

R&O: *Ramberg e Osgood*;

SE(B): *Singe-Edge Notched Bend (American Standards)*;

SSY: *Small Scale Yielding*;

SMAW: *Shielded Metal Arc Welding*;

ZPPF: Zona de Processo de Fratura Frágil.

LISTA DE SÍMBOLOS

- a : Comprimento de trinca;
- a_c : Tamanho crítico da microtrinca de Griffith;
- a_f : Comprimento final da trinca;
- a_0 : Comprimento inicial da trinca;
- a/W : Comprimento normalizado da trinca;
- A_{el} : Área elástica sob a curva carga vs. deslocamento;
- A_{pl} : Área plástica sob a curva carga vs. deslocamento;
- B: Espessura do corpo de prova;
- B_N : Espessura líquida do corpo de prova;
- $B_{(1T)}$: Espessura referente a 1 polegada;
- b: ligamento remanescente;
- C: Constante associada entre a $T_{0(CVN)}$ e a T_{CVN}
- C_0 : Flexibilidade elástica experimental dada em função do comprimento real da trinca a_0 ;
- E_{CVN} : quantidade de energia absorvida no ensaio Charpy-V
- E: Módulo de elasticidade;
- E' : Módulo de elasticidade em estado plano de deformação;
- $f(\frac{a}{W})$: Fator de intensidade de tensão adimensional relacionado ao comprimento nominal da trinca;
- H_{RO} : Constante do modelo de R&O
- J: integral-J;
- J_c : Valor da integral J, obtida no ponto de instabilidade por clivagem;
- K_{IC} : Valor crítico do fator de intensidade de tensão elástico-linear;
- P: Carga aplicada;
- P_f : Probabilidade acumulada de falha;
- T_{CVN} : Temperatura de transição associada a uma dada quantidade específica de energia absorvida no ensaio de impacto Charpy;
- T_{NDT} : Temperatura de transição de ductilidade nula determinada nos ensaios DWTT;
- T_0 : Temperatura de referência fornecida pela curva mestra;

$T_{0 (CVN)}$: Temperatura de referência obtida via correlação com ensaios de tenacidade por impacto Charpy-V;

$T_{0 (API579)}$: Temperatura de referência obtida via expressão fornecida pela API579;

$T_{0 (IGC)}$: Temperatura de referência obtida via expressão fornecida por Sreenivasan;

r : Distância radial a partir da ponta da trinca;

r_y : Raio da zona plástica;

SUMÁRIO

1	Introdução.....	18
1.1.	Contextualização do tema.....	18
1.2.	Justificativa e motivação	22
1.3.	Objetivos.....	25
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	26
2.1.	Princípios da mecânica da fratura monoparamétrica.....	26
2.1.1.	Mecânica da fratura elasto-plástica.....	27
2.1.2.	A integral J (<i>the j-countour integral</i>).....	28
2.1.3.	Avaliação da força motriz j por meio da metodologia η (eta).....	31
2.2.	Propriedades de tenacidade ao impacto e à fratura.....	33
2.2.1.	Tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy	33
2.2.2.	Tenacidade à fratura frágil por clivagem	35
2.3.	Aplicação de juntas soldadas em componentes estruturais	36
2.3.1.	Processo de soldagem a arco elétrico com eletrodo revestido (<i>SMAW</i>).....	38
2.3.2.	Processo de soldagem a arco elétrico com arame tubular (<i>FCAW</i>).....	39
2.4.	Comportamento estatístico dos valores de tenacidade à fratura obtidos na RTDF	41
2.4.1.	Fratura frágil governada pelo micromecanismo de clivagem transgranular.....	42
2.4.2.	A metodologia da curva mestra	43
2.5.	Correlações entre valores de energia charpy e tenacidade à fratura na RTDF.....	46
3	PROGRAMA EXPERIMENTAL.....	50
3.1.	Materiais empregados para fabricação das juntas soldadas.....	50
3.2.	Manufatura das juntas soldadas e usinagem de corpos-de-prova.....	50
3.3.	Determinação da composição química	54
3.4.	Procedimento do tratamento térmico de alívio de tensões	54
3.5.	Determinação experimental das propriedades mecânicas	56

3.5.1. Ensaio de tração uniaxial	57
3.5.2. Ensaio de tenacidade ao entalhe em V por impacto charpy.....	59
3.6. Avaliação experimental da tenacidade à fratura na RTDF.....	63
3.6.1. Ensaio de tenacidade à fratura na RTDF.....	63
3.6.1.1. Determinação experimental das curvas carga versus deslocamento (P-CMOD)...	68
3.6.1.2. Determinação experimental da integral J na RTDF	69
3.6.2. Avaliação da distribuição estatística dos dados de tenacidade à fratura.....	71
3.7. Análise fractográfica e medição da frente de trinca	73
3.8. Determinação da temperatura de referência e da curva mestra	75
3.9. Correlação energia Charpy-Tenacidade à fratura na RTDF	79
4. RESULTADOS EXPERIMENTAIS E DISCUSSÕES.....	81
4.1. Determinação da composição química	82
4.2. Determinação das propriedades mecânicas de tração.....	82
4.3. Determinação da tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy.....	85
4.4. Análise das curvas experimentais P-CMOD	92
4.5. Análise da distribuição estatística dos valores de tenacidade à fratura na RTDF	94
4.6. Análise fractográfica.....	98
4.7. Determinação da temperatura de referência e curva mestra.....	102
4.8. Avaliação da tenacidade à fratura mediana a partir das correlações entre o valor de energia Charpy-V e T_0 na RTDF	107
5. CONSIDERAÇÕES FINAIS E CONCLUSÃO	118
6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	120
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	121
APÊNDICE A – Relatórios do processo de soldagem SMAW das chapas de aço ASTM A572 GR50.....	127
ANEXO A - Tratamento estatístico dos valores de tenacidade baseada na distribuição de Weibull.....	129

1 INTRODUÇÃO

1.1. CONTEXTUALIZAÇÃO DO TEMA

Devido à grande versatilidade do aço, este material apresenta uma ampla gama de aplicação nos mais variados setores, tais como, na construção civil, indústria química, automobilística, naval, ferroviária e petroquímica. Além de sua vasta aplicabilidade, o avanço tecnológico nos processos de fabricação permitiu obter aços com excelentes propriedades mecânicas associadas a um baixo teor de carbono a partir da adição de elementos microligantes (e.g., Nb, V, Ti, B, etc.). Esses aços são tecnicamente denominados aços de alta resistência e baixa liga (ARBL, em inglês: *High Strength Low Alloy – HSLA*) [1] por apresentarem elevados níveis de resistência mecânica por tração e tenacidade aliados a uma boa soldabilidade, essa última em virtude do baixo teor de carbono. Devido a essas características, os aços ARBL são largamente empregados em diversas estruturas críticas de engenharia (e.g., vasos de pressão, tubulações, pontes, tanques de armazenamento).

Os processos fabricação, instalação e reparo de estruturas feitas a partir de aços ARBL exigem invariavelmente processos de soldagem. Dentre esses processos, a soldagem a arco elétrico com eletrodo revestido (em inglês, *Shielded Metal Arc Welding, SMAW*) e com arame tubular (em inglês, *Flux-cored Arc Welding, FCAW*) são amplamente utilizadas. Por apresentarem diversas vantagens de aplicação, como possibilidade de soldagem em diversas posições, baixo custo e resultarem em juntas com boas propriedades mecânicas, ambos os processos são frequentemente empregados, principalmente na soldagem em campo (e.g., instalação de dutos e fabricação de estruturas de perfuração para condução de óleo e gás) onde frequentemente há dificuldade de acesso e presença de correntes de ar [2].

Embora a soldagem tenha trazido inúmeras vantagens ao campo da engenharia, principalmente no que diz respeito à produtividade, ela também desencadeou algumas adversidades relacionadas à integridade estrutural das juntas soldadas. Um evento marcante na história da soldagem foi durante o período da II Guerra Mundial, quando o processo de soldagem a arco elétrico passou a ser utilizado em larga escala, principalmente na construção dos navios de guerra da classe Liberty. Nesse período, os mesmos vieram a falhar de maneira catastrófica proporcionada justamente pelas juntas soldadas. Essas falhas, de natureza frágil, são caracterizadas pelo processo de propagação instável da trinca nas estruturas, que na sua grande maioria é governada totalmente pelo micromecanismo de clivagem (fratura frágil

transgranular). Esse micromecanismo envolve a propagação da trinca através dos grãos ao longo de planos cristalográficos preferenciais [3, 4].

Apesar de a falha por fratura frágil, do ponto de vista estatístico, não ocorrer com tanta frequência nas estruturas de engenharia em geral, encontrar meios de evitar tais eventos é de suma importância, uma vez que esse modo de falha ocorre de uma maneira quase que instantânea (chegando a atingir velocidades altíssimas da ordem de 2.000 m/s) e pode causar perdas humanas, severos danos ambientais e prejuízos econômicos [4]. Para mitigar a ocorrência desses eventos indesejáveis, diversos códigos de projeto e fabricação, bem como procedimentos de avaliação de criticidade de defeitos em estruturas de elevada complexidade, exigem medidas acuradas de tenacidade à fratura frágil por clivagem com o objetivo de assegurar níveis aceitáveis de segurança durante as condições normais e emergenciais de operação [5,6].

Atualmente há diversos protocolos de ensaio (E399, E1820, E1921, BS7448) que regem a medição de tenacidade à fratura frágil por clivagem (como o valor crítico do fator de intensidade de tensão linear elástico, K_{IC} , a integral J obtida no ponto de instabilidade por clivagem, J_C , e seu correspondente deslocamento crítico de abertura da ponta da trinca, $CTOD_C$ ou δ_C). Por se tratar de uma propriedade de forte relevância estrutural e, ao mesmo tempo, muito sensível às variáveis de ensaio, a sua determinação experimental segue um rigoroso controle. Para uma determinação precisa e confiável da tenacidade à fratura, os ensaios devem seguir estritamente as diretrizes das normas de ensaio as quais possuem um forte embasamento teórico-experimental. Essas questões, por sua vez, tornam esses ensaios laboriosos e, por envolverem um complexo aparato experimental, muito custosos. Além disso, a tenacidade à fratura frágil é avaliada a partir da inserção de uma pré-trinca por fadiga e sob um regime de carregamento monotônico cuja taxa é relativamente baixa, sendo considerado um carregamento quase-estático e, portanto, relativamente demorado [7,8].

Embora haja atualmente diversos protocolos de ensaio, há situações em que a medição dessas propriedades é praticamente inviável, seja devido à indisponibilidade ou à restrição de acesso ao material de interesse, seja por questões financeiras. Uma das alternativas disponíveis e amplamente utilizada para contornar tais limitações consiste em estimar medidas de tenacidade à fratura a partir de medidas de tenacidade ao impacto. Essas estimativas são dadas a partir de correlações analíticas estabelecidas a partir de um extenso banco de dados de tenacidade à fratura e ao impacto onde, uma vez conhecido o valor desse último, é possível obter a tenacidade à fratura. Devido à simplicidade operacional dos ensaios Charpy aliada ao

seu custo relativamente baixo, grande parte dessas correlações, senão todas, são baseadas em medidas de tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy (E_{CVN}).

As medidas de tenacidade ao impacto Charpy (E_{CVN}) usadas nas correlações podem ser provenientes a partir das diferentes regiões que compõem a curva de energia ao impacto avaliada em uma ampla faixa de temperatura. Desse modo, há correlações envolvendo tanto medidas provenientes dos patamares superior (PSE) e inferior de energia (PIE) quanto da região de transição dúctil-frágil (RTDF), essa última de maior interesse para os aços ferríticos em virtude da elevada dispersão dos dados de tenacidade (ao impacto e à fratura) nessa região. Embora grande parte dessas correlações forneçam medidas de tenacidade à fratura expressas em termos de K_{Ic} a partir da sua direta correlação com valores de E_{CVN} , abordagens alternativas propõem correlações indiretas a partir do uso de uma temperatura referencial (e.g., RT_{NDT} – temperatura de ductilidade nula - e RT_{T_0} – temperatura de referência) a qual, por sua vez, é estimada a partir de uma temperatura associada a um nível específico de energia ao impacto. A título de exemplo, a temperatura de ductilidade nula (do inglês *nil-ductility transition temperature*, ou simplesmente, T_{NDT}) usada pela curva de tenacidade à fratura referencial ASME [9] é dada por uma combinação de temperaturas associadas às medidas de tenacidade ao impacto Charpy e por queda de peso (*Drop Weight Tear Test* - DWTT). Já a temperatura de referência T_0 (cuja definição e metodologia é apresentada mais adiante) usada pela abordagem da curva mestra é definida por uma combinação entre uma temperatura associada a medidas de tenacidade ao impacto Charpy (e.g., 28 e 41 J) e uma constante (\mathcal{C}) dependente da espessura do componente/corpo de prova.

Ao contrário da curva ASME (K_{Ic} vs. RT_{NDT}) [10, 11] e das correlações diretas ($E_{CVN} \rightarrow K_{Ic}$) que fornecem medidas determinísticas de tenacidade à fratura (i.e., valores de K_{Ic}), por mais que tais correlações estejam associadas às diferentes regiões da curva de energia ao impacto (PIE, RTDF e PSE), as estimativas de tenacidade fornecidas pela curva mestra fornecem medidas acopladas a efeitos probabilísticos (i.e., elevada dispersão e efeitos estatísticos do elo mais fraco) e associadas a maiores níveis de plasticidade. Tais medidas são baseadas em parâmetros elasto-plásticos, tal como o fator de intensidade de tensões K_{Jc} e seu correspondente valor de integral J no ponto de instabilidade J_c . Esse caráter probabilístico está intrinsicamente associado ao comportamento à fratura por clivagem de aços ferríticos na RTDF. Em vista disso, as correlações indiretas baseadas na curva mestra [9, 12, 13] fornecem valores médios de tenacidade, tal como o valor mediano de K_{Jc} ($T_{E_{CVN}} + \mathcal{C} \rightarrow T_0 \rightarrow K_{Jc(med)}$).

Grande parte das correlações mencionadas anteriormente estão disponíveis nos procedimentos de avaliação de criticidade de defeitos [6, 7], usualmente conhecidos como *Fitness for Service (FFS)* ou análise *ECA (Engineering Critical Assessment)*, para o fornecimento de medidas de tenacidade à fratura. Algumas dessas correlações, mais especificamente as correlações indiretas envolvendo a T_0 e medidas de E_{CVN} , também podem ser encontradas em procedimentos de ensaio de tenacidade à fratura frágil, tal como a E1921, cujo intuito é fornecer uma temperatura viável de ensaio próxima daquela que seria a temperatura de referência do material. Essa temperatura referencial, a qual é representativa da RTDF de aços ferríticos, é comumente denominada de T_0 e está associada a uma tenacidade à fratura mediana ($K_{JC(med)}$) equivalente a $100 \text{ MPa}\sqrt{m}$ [9].

Devido ao fato de as estimativas determinísticas de tenacidade à fratura serem excessivamente conservadoras (*lower-bound*), o fornecimento de medidas baseadas a partir de uma abordagem probabilística permite fornecer valores menos conservadores e, ao mesmo tempo, mais representativos da atual resistência à fratura do material, a qual é, na maioria das vezes, bem superior às estimativas determinísticas (i.e., valores expressos em K_{IC}). A partir dos valores obtidos por meio da abordagem da curva mestra, torna-se possível gerar curvas de tenacidade à fratura em função da temperatura para diferentes níveis de probabilidade acumulada de falha (e.g., mediana (50%) e limites de tolerância inferior e superior – LIT e LST). Essa característica é de grande interesse tecnológico dentro do contexto da segurança operacional de equipamentos/componentes críticos de engenharia, uma vez que tais níveis de probabilidade permitem quantificar o nível de conservadorismo na estimativa da tenacidade à fratura do material. A título de exemplo, a BS7910 sugere um nível de probabilidade acumulada de falha de 5% ($P_f = 0,05$) para componentes cuja falha representa um risco real de perdas humanas e um nível de 20% ($P_f = 0,20$) quando a falha resultar apenas na perda da sua função/capacidade operacional. Embora essas correlações sejam amplamente utilizadas em componentes fabricados a partir de aços ferríticos, é importante ressaltar que elas foram fundamentadas majoritariamente para serem aplicadas em materiais homogêneos podendo, portanto, apresentar fortes limitações quando aplicadas a materiais heterogêneos, tais como as suas juntas soldadas.

1.2. JUSTIFICATIVA E MOTIVAÇÃO

Dentre as propriedades mecânicas dos materiais, a tenacidade à fratura emerge como um parâmetro de suma importância para os projetos de dimensionamento, práticas de fabricação e procedimentos de adequação ao uso (*Fitness for Service – FFS*) de estruturas soldadas. Além disso, a propriedade de tenacidade à fratura tem adquirido uma forte relevância na qualificação das especificações de procedimento de soldagem (EPS), principalmente quando se trata de uso emergencial em processos de reparo e manutenção em juntas soldadas de grande responsabilidade estrutural.

Uma outra propriedade que apresenta importância relevante no âmbito de integridade é a tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy (E_{CVN}). Ao contrário da tenacidade à fratura, os dados de tenacidade ao impacto Charpy são mais facilmente encontrados e disponibilizados pelos fabricantes e programas rotineiros de inspeção, especialmente quando se trata de equipamentos que se encontram há muito tempo em operação. Isso se deve em parte ao período de fabricação de alguns desses equipamentos, em que a mecânica da fratura era uma ciência incipiente e, portanto, não havia ainda procedimentos e exigências para a determinação da tenacidade à fratura. Além disso, deve-se enfatizar a possível perda das informações do fabricante relativas às medidas de tenacidade à fratura, bem como dos dados de tenacidade registrados nos primeiros programas de inspeção do equipamento ao passar de um usuário para outro ao longo da sua vida operacional. Nesse último caso, não é incomum encontrar equipamentos que operam há várias décadas e que já foram alocados em diversos lugares operacionais.

Além das questões mencionadas anteriormente, soma-se o fato de a propriedade de tenacidade ao impacto ser muito mais fácil e direta de ser medida quando comparada à propriedade de tenacidade à fratura a qual, além de envolver um arranjo experimental de elevada complexidade, é muito mais custosa e demanda maior tempo (preparo e execução de ensaio) para ser obtida, conforme já destacado na seção anterior. Entretanto, situações rotineiras de inspeção podem demandar avaliações de integridade estrutural mais rigorosas quando defeitos planares do tipo trinca são encontrados, seja no metal base ou em juntas soldadas. Nestes casos, o uso de medidas de tenacidade à fratura é imprescindível para uma acurada avaliação da criticidade do defeito e, portanto, na tomada de decisão.

Como grande parte das estruturas críticas de engenharia são fabricadas/instaladas por meio de processos de soldagem, o uso das correlações envolvendo medidas de tenacidade à fratura representativas de uniões soldadas é de grande interesse prático e industrial. Dentre os

processos de soldagem, os processos de soldagem a arco elétrico com eletrodo revestido (*SMAW*) e com arame tubular (*FCAW*) configuram-se como processos chave tanto nos procedimentos de instalação/fabricação quanto nos processos de reparo e manutenção. A importância do primeiro deve-se ao seu histórico e amplo uso pela indústria, enquanto o segundo emerge como uma alternativa financeiramente mais viável devido a sua alta produtividade. [14]

Em razão das questões mencionadas e conforme discutido na seção anterior, as correlações propostas surgem como uma alternativa altamente viável para o fornecimento de medidas de tenacidade à fratura em situações nas quais a sua medição experimental é inviável. Todavia, é importante ressaltar que, ainda que as correlações apresentem certa simplicidade e diversas vantagens quanto a sua aplicação, há distinções significativas entre ambos os procedimentos (ensaio Charpy vs. ensaio de tenacidade à fratura). Além da evidente diferença entre o nível de restrição plástica (*constraint*) entre um corpo de prova Charpy, possuindo um entalhe de comprimento raso, e um corpo de prova de tenacidade à fratura, que possui pré-trinca por fadiga em um entalhe profundo, os parâmetros que medem a tenacidade à fratura do material (K_{IC}, J_C, δ_C), são determinados no ponto de instabilidade por clivagem sob uma sollicitação quase-estático (baixa taxa de carregamento), enquanto que o valor de energia Charpy (E_{CVN}), é determinado a partir da iniciação e propagação sob uma sollicitação dinâmica (alta taxa de carregamento).

Ademais, embora haja na literatura um vasto compêndio de correlações baseadas em aços ferríticos, é importante destacar que a maioria delas [15] aplica-se exclusivamente a materiais considerados homogêneos do ponto de vista metalúrgico (i.e., de características microestruturais similares em toda a sua extensão). Portanto, essas correlações podem não descrever adequadamente as mudanças microestruturais e de propriedades mecânicas oriundas dos diferentes processos de fabricação e pequenas variações de composição química. Isso se torna ainda mais relevante nas situações envolvendo uniões soldadas, pois os processos envolvidos na sua formação envolvem complexas reações metalúrgicas e diversos ciclos térmicos, o que pode promover expressivas heterogeneidades microestruturais.

Devido aos fatores mencionados, o uso das correlações diretas ($E_{CVN} \rightarrow K_{IC}$) e indiretas ($T_{E_{CVN}} + C \rightarrow T_0 \rightarrow K_{J_C(med)}$) em juntas soldadas pode se tornar questionável e restrito. Soma-se a isso a questão das tensões residuais, intrinsicamente associadas aos processos de soldagem, podendo restringir ainda mais o emprego de tais correlações. Dentro do contexto das correlações indiretas (associadas à temperatura de referência, T_{REF}), essas particularidades

podem exercer fortes implicações nas estimativas de tenacidade à fratura e gerar dúvidas quanto à sua real aplicabilidade, principalmente no que diz respeito à metodologia da curva mestra a qual é baseada em medidas elasto-plásticas de tenacidade à fratura representativas da RTDF de aços ferríticos.

Uma vez que as correlações indiretas estão associadas, de uma forma geral, à valores específicos de energia Charpy-V, a expressão geral representativa de tais correlações são apresentadas neste trabalho como $T_{E_{CVN}} + C \rightarrow T_0 \rightarrow K_{J_c(med)}$.

Vale ressaltar, que neste estudo, o autor optou por classificar as correlações $T_{E_{CVN}} + C \rightarrow T_0 \rightarrow K_{J_c(med)}$ como indiretas devido à forma com que a tenacidade à fratura é obtida. Nessa modalidade é necessário primeiro estimar a temperatura de referência T_0 para só assim obter as medidas de tenacidade à fratura mediana (i.e., $K_{J_c(med)}$), ao passo que as correlações diretas (i.e., $E_{CVN} \rightarrow K_{I_c}$) já fornecem estimativas de tenacidade ao empregar valores de energia Charpy-V.

1.3. OBJETIVOS

Destacada a importância das correlações diretas ($E_{CVN} \rightarrow K_{Ic}$) e indiretas ($T_{E_{CVN}} + C \rightarrow T_0 \rightarrow K_{Jc(med)}$), seja para o fornecimento de uma estimativa de tenacidade à fratura mais realística em análises ECA de estruturas soldadas ou para a determinação de uma temperatura de ensaio mais representativa da região de transição dúctil-frágil no contexto da curva mestra, o presente trabalho visa:

- Avaliar a viabilidade e aplicabilidade das correlações indiretas (associadas à temperatura de referência T_0) nas estimativas de valores de $K_{Jc(med)}$ referentes a juntas soldadas (metal de solda) de aços estruturais ferríticos.;
- Propor possíveis correlações alternativas a fim de fornecer medidas de $K_{Jc(med)}$ mais próximas daquelas fornecidas diretamente a partir de ensaios de tenacidade à fratura frágil por clivagem via metodologia da curva mestra.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

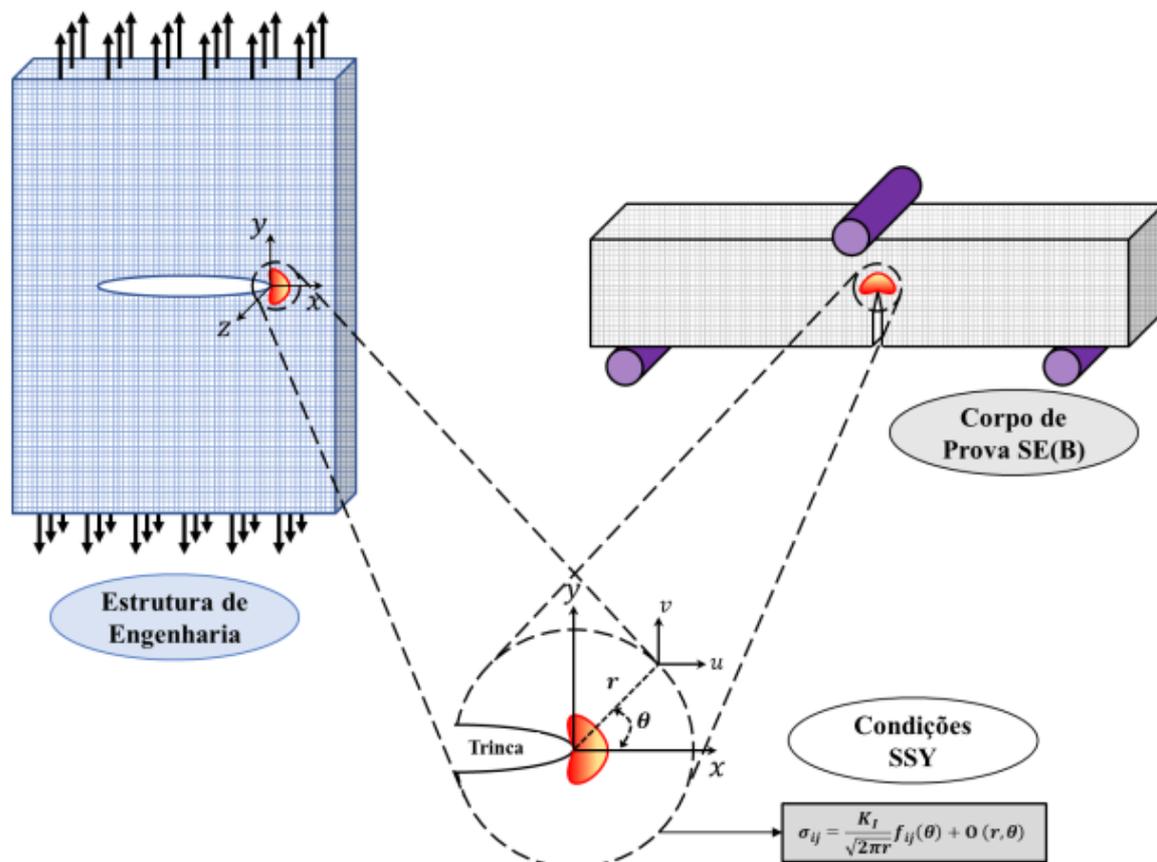
Nesta seção, primeiramente são abordados os princípios fundamentais da mecânica da fratura monoparamétrica (MFM) a qual fornece os aspectos teóricos das metodologias experimentais empregadas neste estudo. Em seguida, são abordados os tópicos teóricos dos ensaios mecânicos utilizados para caracterizar as juntas soldadas. E, por fim, são explorados a metodologia da curva mestra, bem como os fundamentos básicos das correlações indiretas empregadas para estimar valores de tenacidade à fratura na RTDF.

2.1. PRINCÍPIOS DA MECÂNICA DA FRATURA MONOPARAMÉTRICA

Os procedimentos utilizados para se avaliar a integridade estruturais de componentes de engenharia que se baseiam em apenas um único parâmetro (i.e., K_{Ic} , J_c , K_{Jc}), baseiam-se basicamente nos dois campos fundamentais da mecânica da fratura, a elástica-linear e elasto-plástica (MFEL e MFEP). A primeira abordagem aplica-se a estruturas sob um regime predominantemente elástico, sendo caracterizada pelo parâmetro K, enquanto que segunda é aplicada em materiais sob condições elasto-plástica, podendo ser caracterizada pelo parâmetro relacionado a abertura crítica da ponta da trinca (em inglês, *Crack Tip Opening Displacement*, *CTOD*), ou a integral J. A segunda abordagem (MFEP), associada a uma pequena e restrita zona de escoamento na ponta da trinca sob condições de deformação plana, isto é, em condição de escoamento de pequena monta (em inglês, *Small Scale Yielding*, *SSY*), possibilita que tanto o parâmetro elástico-linear (K) quanto elasto-plástico (J) descrevam a singularidade associada aos campos tensoriais desenvolvidos nas imediações da ponta da trinca. A partir de tais condições é possível correlacionar de forma direta os valores de tenacidade determinados de forma experimental com a resistência à fratura de um componente de engenharia. Tal correlação deve-se ao conceito de similitude, em que os campos de tensão-deformação na ponta da trinca presentes nos corpos de prova experimentais se assemelham aos dos componentes estruturais de engenharia [4].

A Figura 2.1 ilustra esquematicamente as condições de similitude entre os campos de tensão-deformação na região da ponta da trinca referente aos corpos de prova laboratoriais e estruturas reais de engenharia.

Figura 2.1 – Princípio de similitude, o qual torna possível correlacionar os parâmetros de fratura entre uma estrutura de engenharia e corpo de prova.



Fonte: [4,16]

2.1.1. MECÂNICA DA FRATURA ELASTO-PLÁSTICA

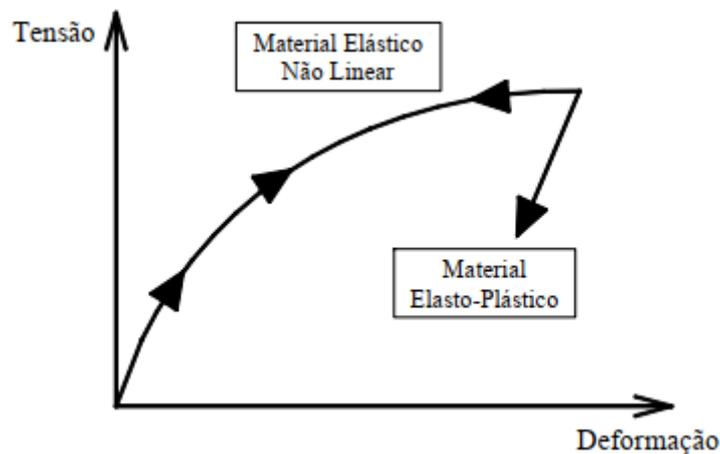
Com o avanço da indústria de energia nuclear nos anos 60, por exemplo, diversos projetos ambiciosos começaram a ser implementados a fim de tornar tal indústria mais segura e produtiva. Como os materiais utilizados eram aços dúcteis, invariavelmente, considerável deformação plástica se desenvolvia durante o processo de fratura ao mensurar a tenacidade do material por meio do parâmetro elástico-linear (K_{Ic}) em corpos de prova laboratoriais. Em vista disso, ao introduzir os efeitos de plasticidade nos procedimentos analíticos para avaliar a tenacidade dos materiais, tornou-se possível quantificar a tenacidade à fratura dos materiais de maior tenacidade. Em 1968, J.R. Rice [17] ao idealizar a deformação plástica como um fenômeno elástico não-linear para fins matemáticos, proporcionou os fundamentos necessários para a extensão da mecânica da fratura elástica linear (i.e., mecânica da fratura elasto-plástica, MFEP). Rice expressa tal metodologia em termos de uma integral de linha independente do

caminho de integração, nomeando-a de J . No mesmo ano, Hutchinson [18] Rice e Rosegren [19], demonstram a relação entre a integral- J e os campos de tensão e deformação, de um modo similar de como tais campos na ponta da trinca se relacionam ao parâmetro K na condição elástica linear. [4,20]

2.1.2. A INTEGRAL J (THE J -COUNTOUR INTEGRAL)

Ao considerar o comportamento de materiais elasto-plástico semelhante aos materiais elástico não lineares quando submetidos somente a carregamento contínuo (i.e., ausência de descarregamento), vide Figura 2.2, Rice [17] demonstra que a taxa de liberação de energia (J) em um sólido pode ser descrita por uma integral de linha independente do caminho de integração.

Figura.2.2 – Representação esquemática da curva tensão deformação referente a materiais elástico não linear e elasto-plástico.



Fonte: [21]

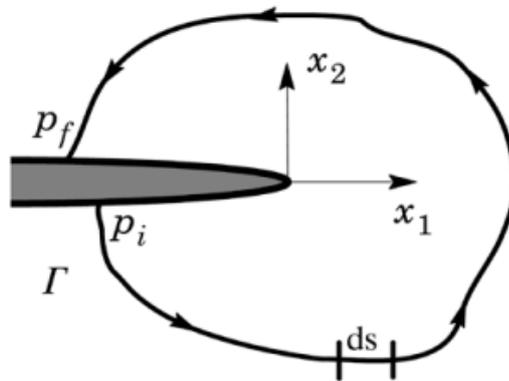
A integral- J pode ser definida como:

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \quad (2.1)$$

em que W corresponde à energia de deformação por unidade de volume indeformado, Γ contorno fechado no sentido anti-horário definido sobre um plano normal à frente da trinca, tendo como início na face inferior da trinca e terminando na face superior (vide Figura 2.3), T_i

e u_i , respectivamente, as componentes cartesianas do vetor de tração e dos deslocamentos no sistema de coordenada situados à frente da trinca.

Figura 2.3 – Ilustração esquemática do contorno arbitrário ao redor da trinca.



Fonte: [21]

Além disso, Hutchinson [18] Rice e Rosegren [19] (HRR) demonstram que, além da integral J representar a taxa de liberação de energia, tal parâmetro caracteriza os campos de tensão e deformação ao redor da trinca. Essa abordagem (HRR) descreve os campos tensão-deformação em um material elástico não-linear por meio da equação de Ramberg-Osgood [4]:

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + a \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (2.2)$$

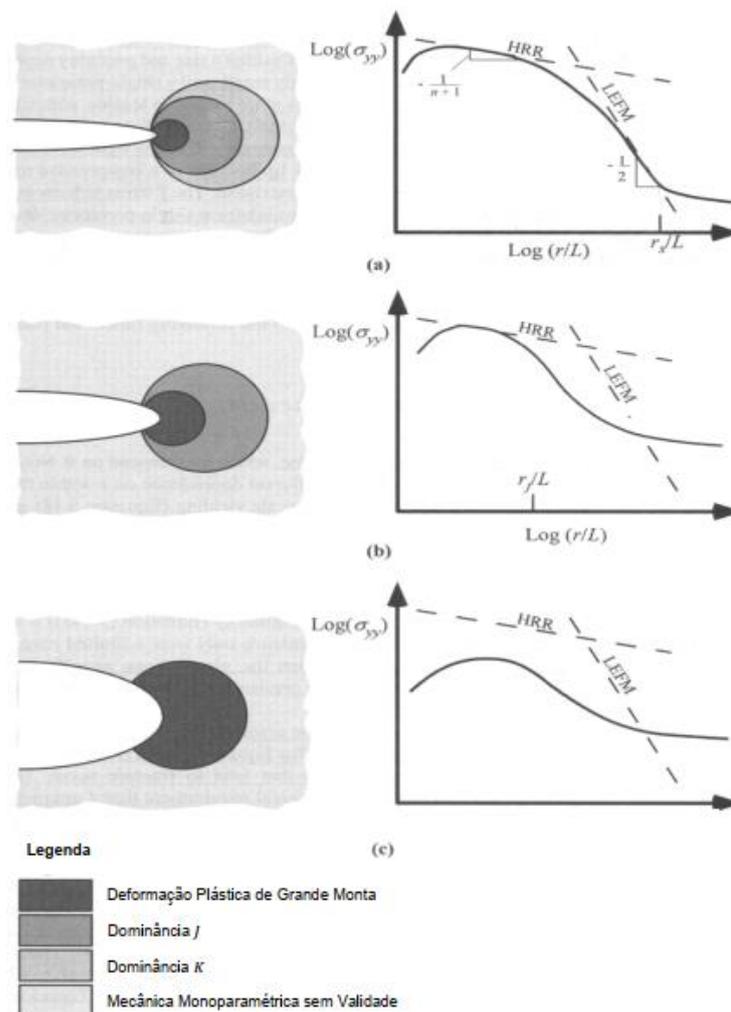
em que, ϵ e σ correspondem, respectivamente, a deformação e tensão verdadeira, sendo o número “0” associado usualmente ao limite de resistência ao escoamento (σ_{ys}), a constante adimensional e n o coeficiente de encruamento. A fim de manter a integral de linha independente do caminho de integração é necessário que as tensões ao redor da ponta da trinca variem em um intervalo de $(1/r)^{1/(n+1)}$. Em distâncias muito próxima a ponta da trinca, onde as deformações elásticas são pequenas em comparação com a deformação total, o comportamento tensão-deformação é reduzido para a uma simples equação exponencial. Aplicando as condições de contorno tais premissas implicam na variação da tensão e deformação à frente da ponta da trinca como:

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(n, \theta) \quad (2.3)$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\alpha \sigma_0}{E} \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{n}{n+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(n, \theta) \quad (2.4)$$

em que I_n é uma constante de integração que depende de n , e $\tilde{\sigma}_{ij}$ e $\tilde{\varepsilon}_{ij}$ funções adimensionais de n e θ . Todos esses parâmetros também dependem o estado de tensão do material (i.e., estado plano de tensão ou estado plano de deformação). Tais Equações (2.3 e 2.4) compõem a solução HRR. Assim como há limitações na MFEL, análises baseadas em J se tornam não fidedignas quando há plasticidade excessiva na ponta da trinca ou crescimento de trinca. Em vista disso, para que a fratura seja descrita essencialmente por J é necessário que o material esteja em uma condição de escoamento de pequena monta (em inglês, *Small Scale Yielding* - *SSY*). A Figura 2.4 ilustra as condições que delimitam a validade de dominância K e J [4,22]

Figura 2.4 – Efeitos da plasticidade nos campos de tensões na ponta da trinca: (a) *Small-scale yielding*, (b) *elastic-plastic condition*, e (c) *large-scale yielding*.



Para o caso “(a)” observa-se que tanto o parâmetro elástico-linear quanto elasto-plástico (i.e., HRR e K) são capazes de descrever o campo de tensões à frente da trinca. Já na situação “(b)” nota-se um aumento da carga e conseqüentemente um incremento da zona plástica, tornando assim o parâmetro K incapaz de descrever tais campos de tensões. E por último, no caso “(c)”, ao se atingir uma deformação plástica de grande monta, a solução HRR perde sua capacidade de descrever os campos de tensão na ponta da trinca, invalidando assim os princípios da mecânica da fratura monoparamétrica.

Uma relação entre o fator elástico de intensidade de tensão (K) e a integral J é obtido para materiais elasto-plástico em condições SSY associado a um estado plano de deformação por meio da taxa de dissipação de energia [4]:

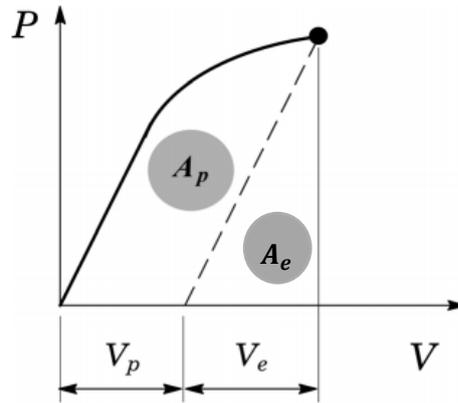
$$J = \frac{1 - \nu^2}{E} K_I^2 \quad (2.5)$$

em que E é o módulo de elasticidade longitudinal do material e ν o coeficiente de Poisson.

2.1.3. AVALIAÇÃO DA FORÇA MOTRIZ J POR MEIO DA METODOLOGIA η (ETA)

Para materiais elasto-plástico, a estimativa experimental de J se torna uma abordagem mais complexa, uma vez que sob tal comportamento, uma simples relação entre J , carga e tamanho de trinca torna-se impraticável. Metodologias como a aplicação da integral- J , por apresentar um nível de complexidade elevado acaba se tornando não viável. Diante disso, uma metodologia mais pragmática e acessível é amplamente utilizada pelas normas ASTM E1820 [23] e ASTM E1921 [24]. Tal metodologia refere-se ao método ETA (η), o qual correlaciona por meio de um parâmetro adimensional a energia de deformação, em termos de J , com o valor da área sob a curva de carga versus deslocamento obtida de forma experimental.

Figura 2.5 – Parcelas plástica e elástica provenientes da curva carga vs. deslocamento.



Separando o valor de J em suas parcelas elástica, J_{el} , e plástica, J_{pl} :

$$J_T = J_{el} + J_{pl} \quad (2.6)$$

em que a componente elástica é dada por:

$$J_{el} = \frac{K_I^2}{E'} \quad (2.7)$$

sendo K_I para corpos de prova de geometria SE(B), dado por:

$$K_I = \frac{P_c S}{(BB_n)^{1/2} W^{3/2}} f(a_0/w) \quad (2.8)$$

em que fator de intensidade de tensão adimensional, $f(a_0/w)$, para geometria SE(B) é dado por:

$$f\left(\frac{a_0}{w}\right) = \frac{3\left(\frac{a_0}{W}\right)^{\frac{1}{2}} \left\{ 1,99 - \left(\frac{a_0}{W}\right) \left(1 - \frac{a_0}{W}\right) \left[2,15 - 3,93\left(\frac{a_0}{W}\right) + 2,7\left(\frac{a_0}{W}\right)^2 \right] \right\}}{2 \left[1 + 2\left(\frac{a_0}{W}\right) \right] \left(1 - \frac{a_0}{w}\right)^{\frac{3}{2}}} \quad (2.9)$$

enquanto que, a componente plástica, J_{pl} é dada por:

$$J_P = \frac{\eta_p A_p}{B_N b_0} \quad (2.10)$$

em que η_p é o fator plástico adimensional que relaciona o trabalho plástico medido (energia de deformação plástica) e a componente plástica da integral J, B_N espessura líquida em relação ao plano da trinca, b_0 ligamento remanescente inicial, $W - a_0$, e A_p é a área plástica sob a curva carga vs. deslocamento, dado pela abertura da boca da trinca – do inglês, *Crack Mouth Opening Displacement, CMOD*.

Esse procedimento experimental é descrito de forma mais detalhada na seção 3.6.1.2.

2.2. PROPRIEDADES DE TENACIDADE AO IMPACTO E À FRATURA

As propriedades mecânicas dos materiais são fortemente dependentes da microestrutura (e.g., tamanho de grão, distribuição de fases, presença de partículas de segunda fase), tipo de estrutura cristalina, composição química, e também geometria de determinado corpo de prova. Uma vez que a relação entre a estrutura do material e desempenho (i.e., comportamento mecânico em estruturas reais de engenharia) é de grande importância para aplicações estruturais, análise e prevenção de falhas, e desenvolvimento de novos materiais, os ensaios mecânicos configuram como um procedimento chave para caracterizar as propriedades mecânicas dos materiais. Dentre essas propriedades mecânicas, duas que apresentam grande importância são a tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy e tenacidade à fratura [25]. Portanto, a seguir são descritos, de forma resumida, os ensaios mecânicos utilizados para se caracterizar tanto a tenacidade ao impacto quanto à fratura do material. As seções 3.5.2 e 3.6 descrevem de forma mais detalhada ambos os procedimentos.

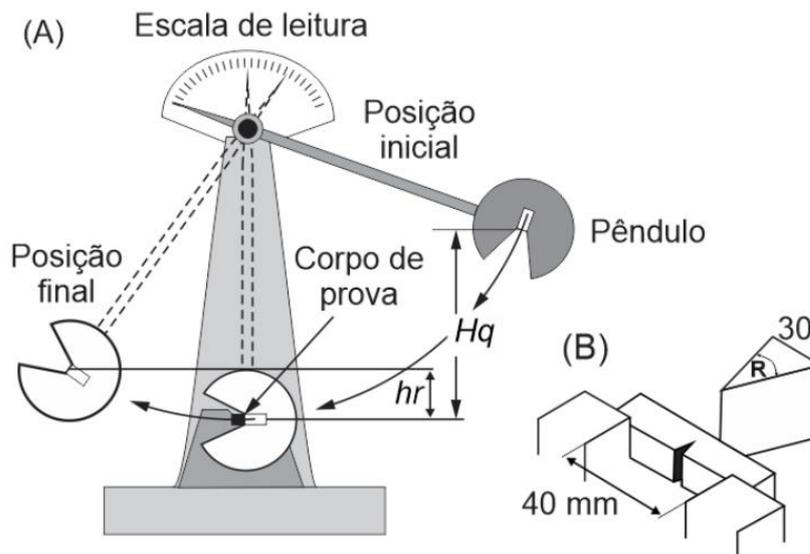
2.2.1. TENACIDADE AO ENTALHE EM V POR IMPACTO CHARPY

Antes mesmo da mecânica da fratura se consolidar como uma disciplina científica, ensaios por impacto em materiais entalhados eram realizados a fim de se simular o comportamento à fratura dos materiais. Tais ensaios eram realizados em corpos de prova sob condições severas (e.g., alta taxa de carregamento, presença de um concentrador de tensão e em um estado triaxial de tensão). Esses ensaios foram e são extensivamente empregados a fim de avaliar a temperatura de transição dúctil-frágil dos materiais - uma propriedade de grande importância para os aços estruturais ferríticos.

O desenvolvimento dos ensaios por impacto teve início por volta de 1904 quando Considère notou a partir de documentos publicados que o aumento da taxa de carregamento levaria a um aumento da temperatura na qual a fratura frágil ocorreria. Logo depois, em 1905, George Charpy, também francês, desenvolveu uma máquina de ensaio do tipo-pêndulo baseado nas ideias de S. B. Russel e, em seguida, em 1908 um inglês chamado Izod desenvolveu um maquinário similar que ganhou certa popularidade por um período de tempo, mas logo caiu em desuso. Desde então o ensaio por impacto Charpy-V continua sendo o mais amplamente utilizado. [25,26]

O ensaio por impacto Charpy-V permite obter uma medida de energia absorvida pelo corpo de prova através de uma carga aplicada pelo impacto de um martelo pendular, o qual é liberado a partir de uma certa altura fixa. Uma vez que o pêndulo é liberado, sua extremidade choca-se e fratura o corpo de prova através do entalhe, que atua como um concentrador de tensões. Após o choque, o pêndulo seu movimento até uma altura – menor que a altura de liberação do mesmo. Então, a energia absorvida no impacto é determinada a partir da diferença de altura da posição inicial do pêndulo versus sua posição final. A Figura 2.5 ilustra uma representação esquemática do ensaio Charpy-V.

Figura 2.5 – Representação esquemática: (A) equipamento de ensaio; (B) corpo de prova Charpy



Fonte: [26]

Para obter medidas acuradas de tenacidade, a norma ASTM E23 [27] descreve de forma detalhada como o ensaio Charpy deve ser realizado.

Como comentado anteriormente, os ensaios por impacto Charpy-V têm grande importância, pois o mesmo possibilita avaliar o comportamento de transição dúctil-frágil do material - propriedade de extrema importância para aços ferríticos de baixa e média resistência aplicados em estruturas de engenharia, tais como, navios, vasos de pressão, tanques de armazenamento, tubulações e pontes. Um exemplo prático e mais detalhado da determinação da curva de energia Charpy-V (i.e., região de transição dúctil-frágil) é descrita na seção 3.5.2.

2.2.2. TENACIDADE À FRATURA FRÁGIL POR CLIVAGEM

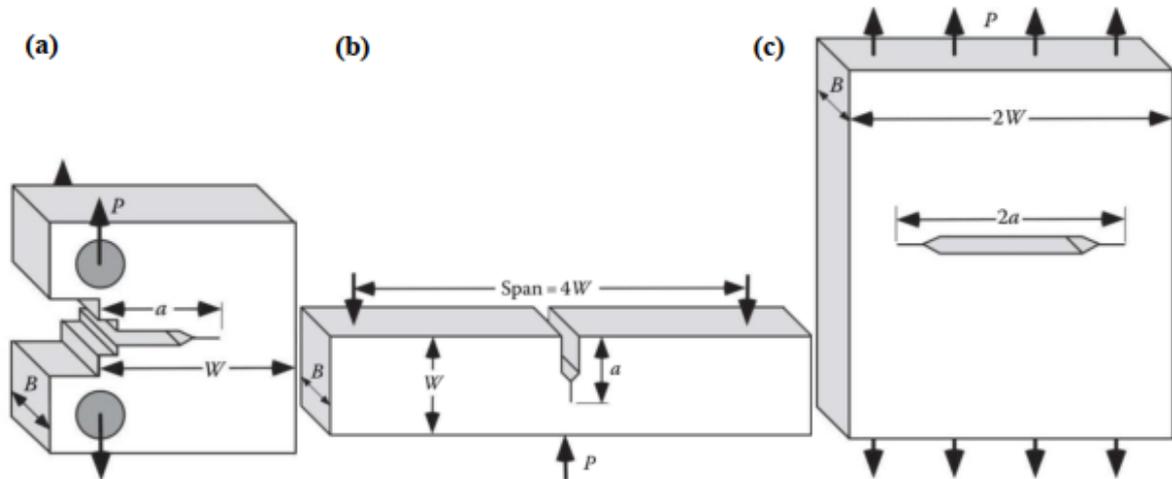
A tenacidade à fratura de um material pode ser definida como uma propriedade que mede a capacidade do material de resistir à propagação – instável ou estável - de uma trinca durante determinadas condições de carregamento. Dentre os parâmetros empregados para se caracterizar tal propriedade, destacam-se o fator intensidade de tensão (K), a integral- J e *crack-tip opening displacement* ($CTOD$). Enquanto o parâmetro K é empregado majoritariamente em materiais sob condições elástica-linear, a integral- J e $CTOD$ são utilizados em materiais sob condições elasto-plástica. A determinação experimental de tais propriedades representam grande importância, seja para aplicar em procedimentos de avaliação de integridade estrutural ou caracterização de novos materiais [28].

Uma vez que grande parte dos aços empregados em componentes estruturais atualmente apresentam um nível de tenacidade elevado, os parâmetros elasto-plásticos (integral- J e $CTOD$) são os mais amplamente empregados em ensaios de tenacidade à fratura.

De um modo geral, o comportamento à fratura do material pode ser descrito pelo micromecanismo de falha, podendo ser dúctil ou frágil. Os aços ferríticos, em particular, possuem uma região onde podem apresentar um potencial de falha tanto frágil por clivagem quanto dúctil. Em tal região o material pode eventualmente se comportar de maneira frágil e apresentar elevada dispersão dos dados, tornando assim uma região de certa complexidade. Essa região denominada região de transição dúctil-frágil pode ser caracterizada por meio da metodologia da curva mestra, a qual é protocolada pela ASTM como E1921 [28].

As geometrias padronizadas empregadas pelos protocolos de ensaio, como por exemplo a E1921 são a C(T), SE(B) e M(T), conforme ilustra a Figura 2.6.

Figura 2.6 – Representação da geometria dos corpos de prova (a) C(T); (b) SE(B); e (c) M(T)



A aplicação de tal protocolo de ensaio para a determinação da fratura frágil por clivagem é descrita de forma mais detalhada na seção 3.6.

Em suma, os ensaios de tenacidade à fratura apresentam elevada complexidade operacional. Em virtude da simplicidade dos ensaios por impacto Charpy-V, expressões matemáticas (correlações) surgem como uma forma de extrair estimativas de tenacidade à fratura a partir do ensaio Charpy. Entretanto, ambos ensaios fornecem propriedades mecânicas distintas, uma vez que seus ensaios diferem quanto à geometria do corpo de prova, taxa de carregamento, severidade do entalhe e modo de falha (i.e., iniciação + propagação versus iniciação). Por essa razão, valores de tenacidade à fratura derivados da energia Charpy podem fornecer valores não representativos da “real” tenacidade do material. Em vista disso, a seção 2.5 aborda sobre algumas correlações disponíveis na literatura e as principais particularidades de cada ensaio.

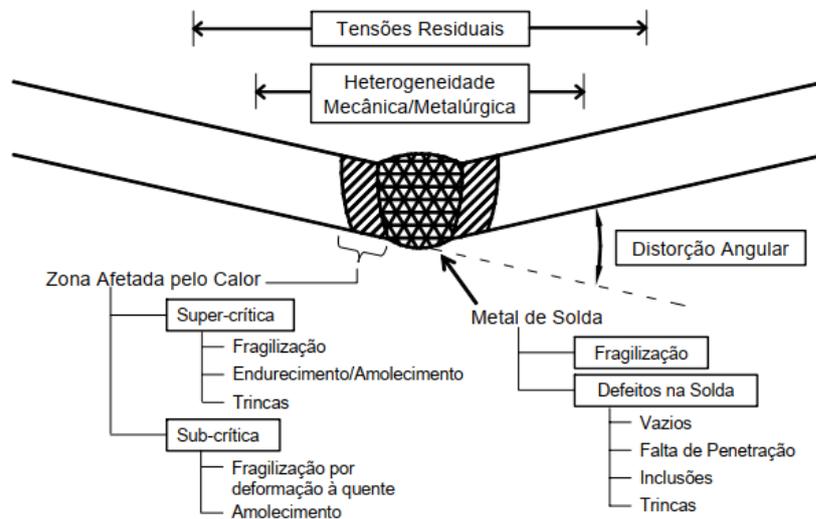
2.3. APLICAÇÃO DE JUNTAS SOLDADAS EM COMPONENTES ESTRUTURAIS

Dentre os processos de união, a soldagem se destaca por sua simplicidade e economia. O processo de soldagem possui um amplo campo de aplicação, como, por exemplo, construção naval, estruturas civis, vasos de pressão, tubulações, equipamentos diversos, usinas hidrelétricas, materiais metro e ferroviário e componentes nucleares; além de sua aplicabilidade em serviços de reparo e manutenção. Embora a soldagem não constitui como um objetivo principal de uma obra estrutural, sua aplicação afeta diretamente o comportamento global de

tal estrutura. Apesar de a soldagem, no geral, apresentar certa simplicidade, há diversos campos da ciência que são inerentes aos processos de soldagem, os quais constituem a Engenharia da Soldagem – engenharias elétrica, estrutural, mecânica, metalúrgica, Química e também a física aplicada –, e afetam diretamente no comportamento mecânico final do componente [3].

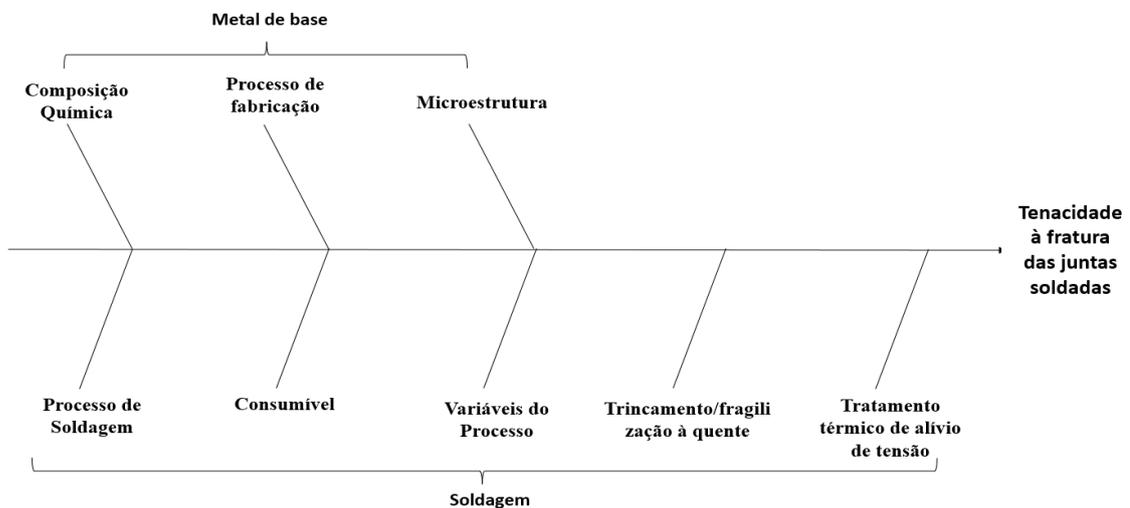
As características metalúrgicas e mecânicas das juntas soldadas oriundas dos ciclos térmicos e de deformação influenciam na performance das juntas (vide Figura 2.7). Já os fatores que controlam tais variáveis estão ilustrados no diagrama de Ishikawa na Figura 2.8 [29].

Figura 2.7 – Características macroscópicas de uma junta soldada.



Fonte: [21,29]

Figura 2.8 – Fatores responsáveis pela tenacidade à fratura de juntas soldadas.



Fonte: [29]

Em suma, além das imperfeições oriundas do processo de soldagem (i.e., falta de penetração, falta de fusão, porosidade, entre outras) que tem efeitos deletérios à tenacidade de uma junta soldada, outro três fatores influenciam em seu comportamento; sendo eles, a heterogeneidade microestrutural ao longo da junta soldada (i.e., metal de solda, zona termicamente afetada e metal de base), nível de dissimilaridade mecânica (*mismatch*) e tensões residuais. Uma vez que tais elementos apresentam um certo nível de complexidade e se encontram além do escopo deste trabalho, é sugerida a leitura de um trabalho de *review* elaborado por Zerbst et al. [30].

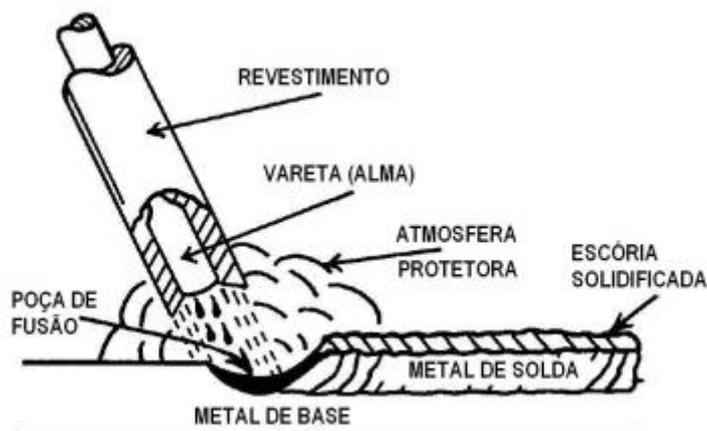
A partir das observações supramencionadas, esta seção descreve de forma sintética, os processos de soldagem empregados nesse estudo para a confecção das juntas soldadas.

2.3.1. PROCESSO DE SOLDAGEM A ARCO ELÉTRICO COM ELETRODO REVESTIDO (SMAW)

Patenteado por Oscar Kjellberg em 1907, o processo de soldagem a arco elétrico com eletrodo revestido – em inglês, *Shielded Metal Arc Welding, SMAW* - é um processo amplamente empregado devido à sua grande versatilidade, baixo custo de operação, simplicidade dos equipamentos, e possibilidade de alcançar lugares de difícil acesso. É um processo empregado desde a fabricação e montagem de equipamentos até na área de manutenção e reparos em campos. Resumidamente o processo se dá por meio do calor gerado por um arco elétrico, mantido entre a extremidade do eletrodo e a peça. O calor gerado atinge temperaturas tão altas que funde o metal de base, a alma do eletrodo e o revestimento. As gotas de metal fundido, transferidas através do arco para a poça de fusão, são protegidas da atmosfera por meio dos gases produzidos durante a decomposição do revestimento. E, por fim, a escória líquida flutua em direção à superfície da poça de fusão, a qual se comporta como uma proteção do metal de solda da atmosfera durante a solidificação [31].

A Figura 2.9 ilustra uma representação esquemática do processo de soldagem a arco elétrico com eletrodo revestido.

Figura 2.9 – Representação esquemática do processo *SMAW*.



Fonte: [31]

2.3.2. PROCESSO DE SOLDAGEM A ARCO ELÉTRICO COM ARAME TUBULAR (*FCAW*)

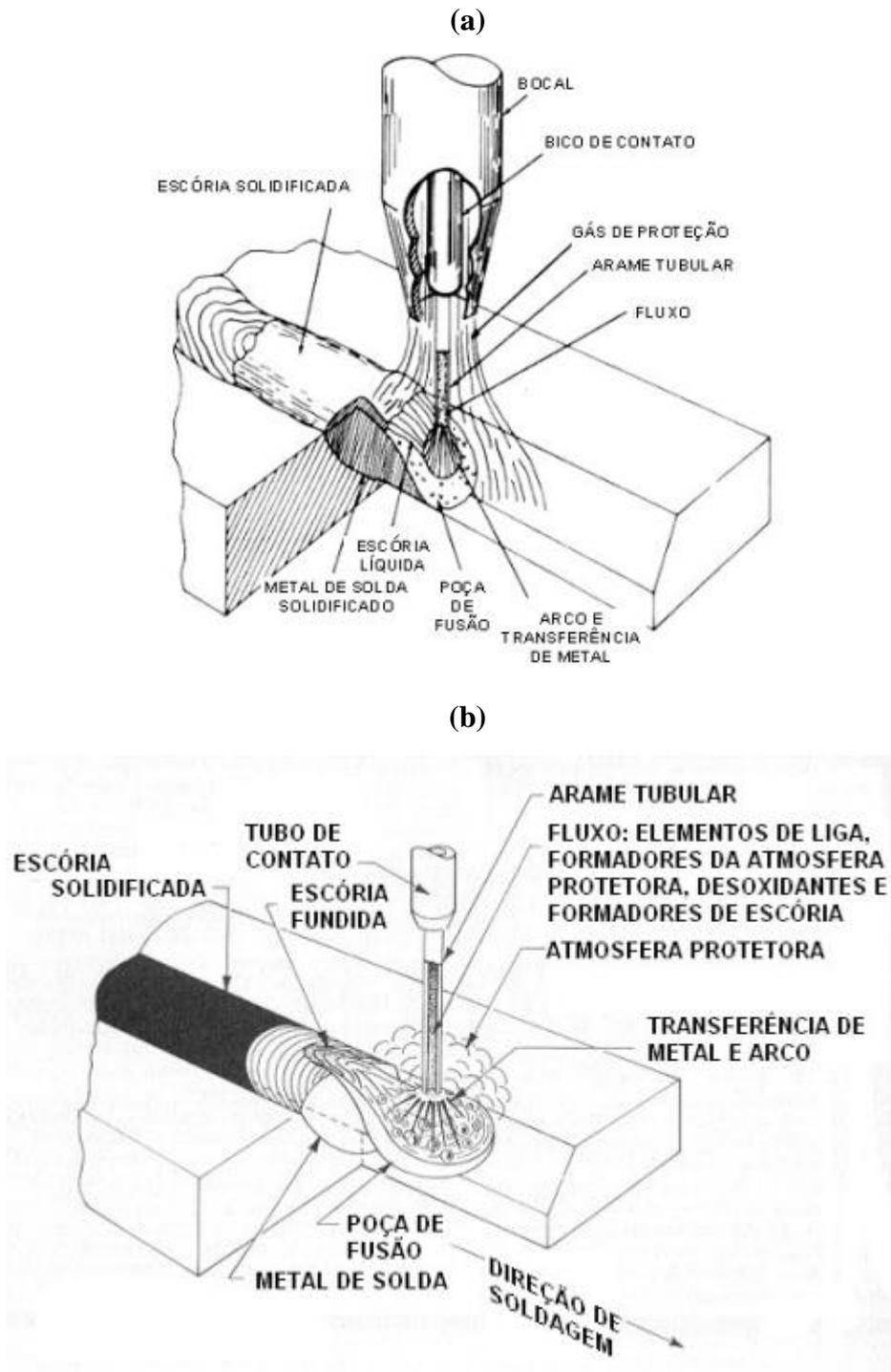
Introduzido no meio da década de 50, o processo de soldagem a arco elétrico com arame tubular (em inglês, *Flux-Cored Arc Welding – FCAW*) passou por inúmeras melhorias, principalmente durante os anos 90. É um processo de soldagem que utiliza também um arco elétrico, mas que a alimentação (metal de preenchimento) é feita de forma contínua [2].

Com o objetivo de combinar as melhores características da soldagem por arco submerso e o emprego do dióxido de carbono (CO_2) como gás de proteção, tal processo produz soldas de alta qualidade ao passo que seu arco se mantém estável com um baixo nível de respingos. O processo se divide em duas variações, autoprottegido – *Self-Shielded, FCAW-S* – e com gás de proteção externa – *Gas-Shielded, FCAW-G* [32].

A Figura 2.10 (a) e (b) ilustram o processo *FCAW* com gás de proteção e autoprottegidos, respectivamente.

Em relação ao processo *SMAW*, o processo *FCAW* se destaca pela sua maior produtividade para diversas aplicações. Além de requerer menor habilidade por parte do soldador, a taxa de deposição pode ser de até quatro vezes maior que o processo *SMAW*; em contrapartida, o processo *FCAW* necessita de equipamentos mais robustos (mais caros) e apresenta certa limitação quanto à distância alcançada pelo alimentador do arame [2].

Figura 2.10 – Processo de soldagem com arame tubular (a) com gás de proteção e (b) autoprotégido

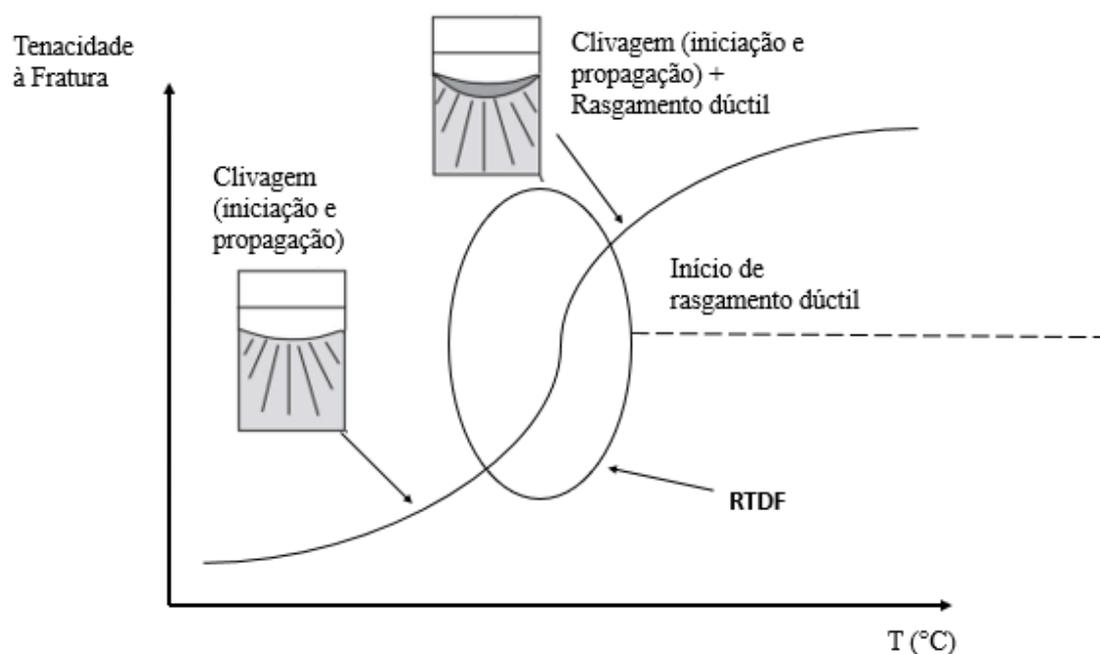


Fonte: [32]

2.4. COMPORTAMENTO ESTATÍSTICO DOS VALORES DE TENACIDADE À FRATURA OBTIDOS NA RTDF

Uma das particularidades dos aços ferríticos, é a mudança de comportamento do material associado a variação da temperatura em determinada faixa. Uma pequena variação da temperatura dentro dessa faixa tem o potencial de alterar o modo de falha do componente, passando de um comportamento dúctil para frágil. Essa região é denominada de região de transição dúctil-frágil, conforme ilustra a Figura 2.11 [4].

Figura 2.11 – Caracterização da região de transição dúctil-frágil dos aços ferríticos



Fonte: [4]

Na RTDF, especificamente, a caracterização da tenacidade à fratura do material se torna mais complexa, uma vez que nessa região o mecanismo de fratura dúctil e frágil passam a coexistir. Desse modo, por tal região apresentar dois modos de fratura que governam a tenacidade do material, observa-se uma elevada dispersão dos dados de tenacidade à fratura e tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy. Enquanto que nos patamares superior e inferior de energia é possível avaliar a tenacidade à fratura de forma determinística, a RTDF exige abordagens estatísticas para o tratamento dos dados, dado que nessa região, a elevada dispersão dos dados associada com a geometria do corpo de prova torna a análise mais complexa. Uma abordagem estatística proposta por Wallin [33], nomeada de curva mestra,

permite estimar a tenacidade à fratura dos aços ferríticos nessa região. Essa metodologia é descrita na seção 2.4.2.

2.4.1. FRATURA FRÁGIL GOVERNADA PELO MICROMECHANISMO DE CLIVAGEM TRANSGRANULAR

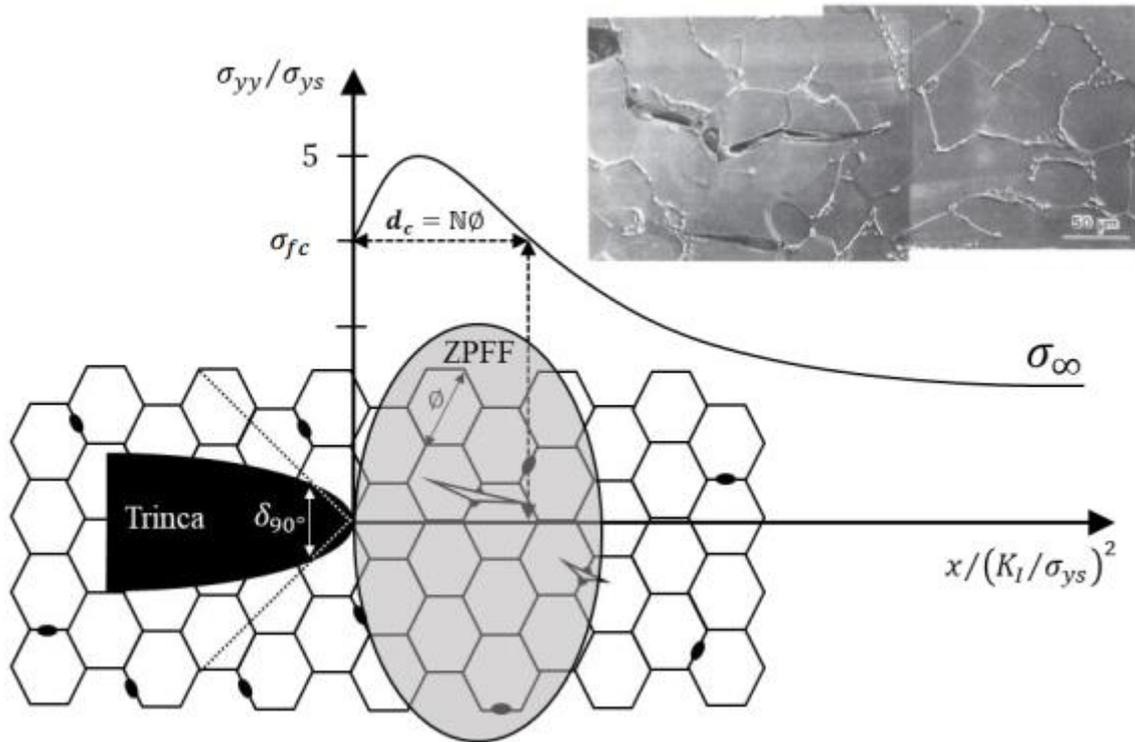
De um modo geral, a resistência à fratura frágil por clivagem está associada com a natureza randômica da distribuição de partículas localizados no contorno de grãos (e.g., partículas de segunda fase, inclusões, etc.) na matriz ferrítica do material e de sucessivas etapas de propagação. As três etapas envolvidas no processo de fratura frágil por clivagem são essencialmente descritas por [34]:

- I- Nucleação de uma microtrinca de Griffith, por exemplo, a partir de uma partícula de segunda fase;
- II- Propagação dessa microtrinca ao longo do grão;
- III- Propagação da microtrinca para grãos adjacentes.

em que variações na temperatura, taxa de carregamento e geometria do material, podem influenciar significativamente nas etapas do processo de fratura.

A etapa de iniciação do processo de clivagem está usualmente relacionada a intensidade das tensões locais de abertura σ_{yy} sobre uma região microestruturalmente significativa à frente da ponta da trinca [35]. O modelo proposto por *Ritchie, Knott e Rice (RKR)* [35] propõe que essa região é dada por uma distância característica (d_c), a qual é definida por valor pequeno múltiplo em termos do diâmetro médio dos grãos \emptyset do material. A Figura 2.12 ilustra de forma esquemática tal modelo.

Figura 2.12 – Representação esquemática da zona do processo de fratura a partir da presença de uma trinca.



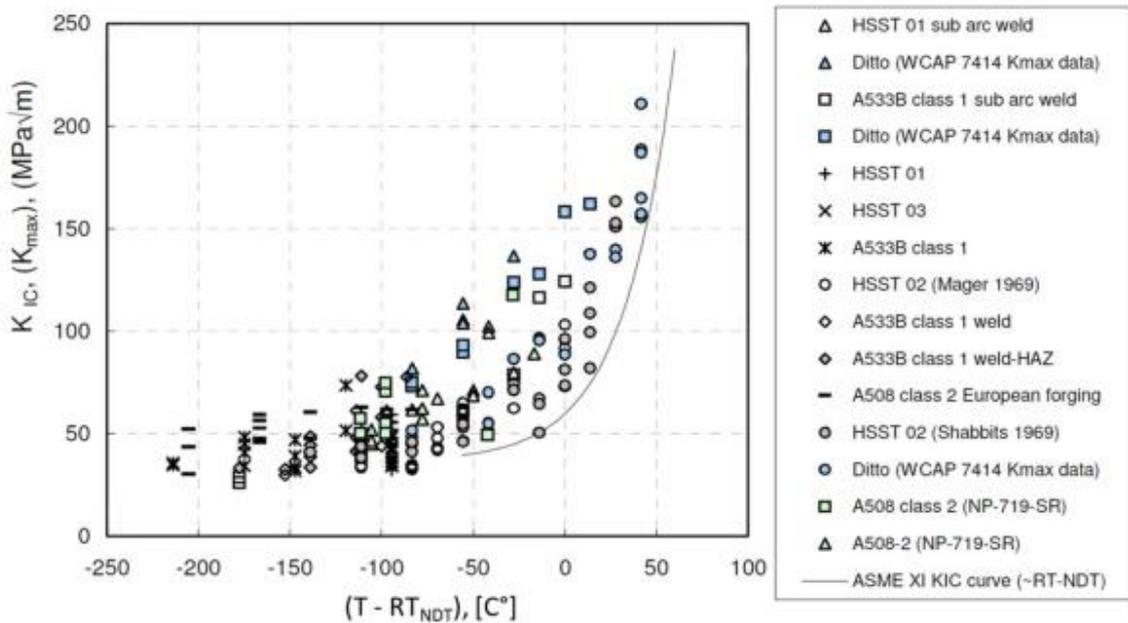
Fonte: [16,36]

Em seguida é abordado a metodologia que incorpora o micromecanismo de clivagem e abordagens estatísticas para a caracterização da tenacidade à fratura de materiais ferríticos na RTDF – a metodologia da curva mestra.

2.4.2. A METODOLOGIA DA CURVA MESTRA

Avanços no campo da mecânica da fratura durante os últimos 25 anos possibilitou o refinamento da amplamente conhecida curva de referência ASME. Essa metodologia fundamentada em valores determinísticos de tenacidade à fratura, permite caracterizar o patamar inferior de tenacidade à fratura (i.e., K_{Ic} – *lower-bound*) a partir de uma temperatura de referência (RT_{NDT}). Essa temperatura é obtida por meio de dois ensaios complementares de impacto, por impacto Charpy-V e o *Drop-Weight Test* (impacto por queda livre Pellini), em que o segundo consiste em avaliar a tenacidade de um material através do impacto de uma massa em queda livre [37,38]. Um exemplo da curva ASME é representado na Figura 2.13.

Figura 2.13 – Curva ASME determinando o patamar inferior de tenacidade e valores de K_{Ic} obtidos para diversas classes de aços ferríticos.



Fonte: [22]

em que o valor de K_{Ic} em função da temperatura é dada por:

$$K_{Ic} = 36,5 + 22,78 \exp(0,036 (T - RT_{NDT})) \quad (2.11)$$

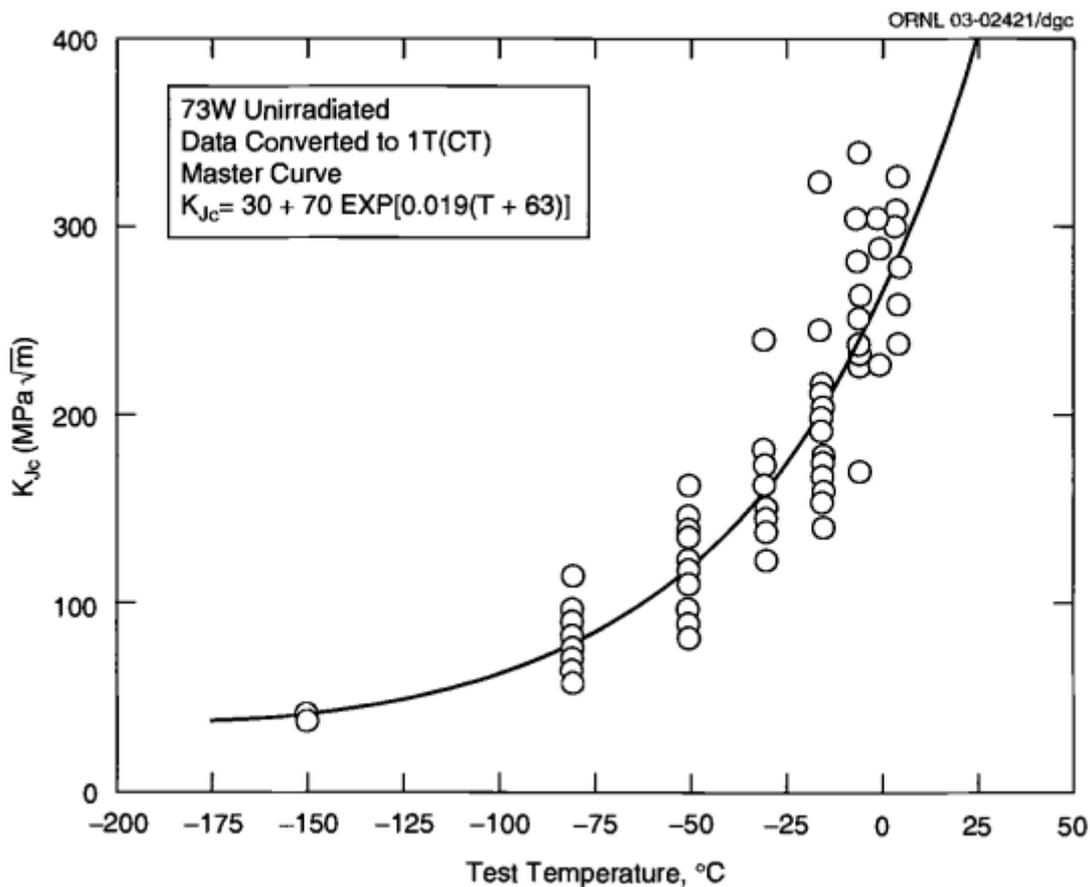
em que T e RT_{NDT} são dados em °C.

Embora tal abordagem permitiu durante muito tempo determinar valores conservadores de tenacidade à fratura (K_{Ic}), o desenvolvimento da mecânica da fratura elasto-plástica permitiu a determinação de valores de tenacidade à fratura por meio de corpos de prova de menores dimensão. Além disso, conforme mais dados de tenacidade foram sendo somados à literatura, a natureza estatística da fratura na região de transição (mais especificamente na região inferior de transição dúctil-frágil) se tornou mais explícita.

Diante disso, a partir de conceitos elasto-plástico associado com os fenômenos responsáveis pelo micromecanismo de falha por clivagem transgranular e abordagens estatísticas, Wallin [33] introduziu a metodologia da curva mestra. Essa abordagem permite estimar a tenacidade à fratura dos aços ferríticos na RTDF por meio de uma distribuição de Weibull triparamétrica.

Padronizada pela *American Society of Testing and Materials* (ASTM E1921), a metodologia da curva mestra permite avaliar a tenacidade à fratura na RTDF utilizando apenas um único termo, uma temperatura de referência, T_0 , a qual é responsável por posicionar uma curva (igual para todos os aços ferríticos) no eixo da abscissa versus a tenacidade à fratura expressa em termos de K_{Jc} , na ordenada. Um exemplo da curva mestra é ilustrado na Figura 2.14.

Figura 2.14 - Exemplo do formato da curva mestra de dados de tenacidade à fratura já ajustados para a espessura de 1T (25,4 mm).



Fonte: [39]

em que a equação geral da curva mestra é dada por:

$$K_{Jc(\text{med})} = 30 + 70 \exp[0,019(T - T_0)] \quad (2.12)$$

em que $K_{J_{c(med)}}$ equivale a tenacidade à fratura mediana expressa em termos de $MPa\sqrt{m}$, T_0 a temperatura na qual o valor de $K_{J_{c(med)}}$ é igual a $100 MPa\sqrt{m}$ e T a temperatura de ensaio expressa em °C.

Uma das grandes vantagens da curva mestra é a utilização de uma pequena amostra de corpos de prova (6 CPs). Além disso, tal metodologia é fundamentada no conceito estatístico do elo mais fraco e caracterização da dispersão dos dados por meio da distribuição de Weibull. Devido a essas características, a curva mestra se tornou um procedimento amplamente empregado pelos códigos de projeto [37]. A seção 3.6 aborda tanto os aspectos teóricos associados a essa metodologia bem como sua aplicação de forma prática para os materiais empregados nesse estudo.

2.5. CORRELAÇÕES ENTRE VALORES DE ENERGIA CHARPY E TENACIDADE À FRATURA NA RTDF

Dentre as propriedades mecânicas dos materiais empregados em componentes de engenharia, a tenacidade à fratura configura como uma das mais importantes. Entretanto, os ensaios de tenacidade à fratura demandam muito tempo e insumos, os quais tornam tal procedimento complexo (e.g., presença de pré-trinca por fadiga, máquinas de ensaio mais robusta, etc.). Em contrapartida, o ensaio de tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy, amplamente empregado para caracterização dos materiais, exige apenas corpos de prova menores e um pêndulo de impacto, o que acaba tornando tal ensaio muito mais simples quando comparado com os ensaios de tenacidade à fratura. Entretanto, uma vez que os valores oriundos dos ensaios por impacto Charpy (i.e., E_{CVN}) quantificam apenas a susceptibilidade do aço vir a falhar de modo frágil, seus valores não fornecem medidas diretas de tenacidade à fratura. Por conta disso, torna-se necessário utilizar meios que possam estimar, de forma “acurada”, medidas de tenacidade à fratura [40].

Em vista dos argumentos supracitados, correlações empíricas surgiram com o intuito de estimar valores de tenacidade à fratura de forma muito mais pragmática. Inicialmente, a modalidade das correlações se dava de forma direta (i.e., $E_{CVN} \rightarrow K_{Ic}$). Por exemplo, uma largamente empregada foi proposta por Barsom e Rolfe (1970) [41], a qual permite estimar medidas de tenacidade à fratura na RTDF para aços de diferentes composições químicas e resistência (760-1700 MPa):

$$\frac{K_{Ic}^2}{E} = 2,2 \cdot 10^{-4} (E_{CVN})^{\frac{3}{2}} \quad (2.13)$$

em que K_{Ic} é dado em $MPa\sqrt{m}$, E o módulo de elasticidade do material em $MPa\sqrt{m}$ e E_{CVN} valor da energia absorvida por impacto Charpy em Joules. De modo similar, Sailors e Corten (1972) [42] elaborou uma simples correlação para aços de resistência entre 410 e 480 MPa:

$$K_{Ic} = 14,63(E_{CVN})^{\frac{1}{2}} \quad (2.14)$$

em que K_{Ic} é dado em $MPa\sqrt{m}$ e E_{CVN} valor da energia absorvida por impacto Charpy em Joules. Desde então diversas correlações foram elaboradas com o intuito de se aplicar a determinados materiais e até sob condições específicas, como aços irradiados e metais de solda [43,44].

Com o advento da curva mestra, correlações alternativas surgiram, permitindo assim obter estimativas indiretas de tenacidade à fratura ($T_{E_{CVN}} + C \rightarrow T_0 \rightarrow K_{Jc(med)}$). Essas modalidades de correlações permitem obter medidas de tenacidade mais representativas da RTDF.

Como discutido anteriormente, existem algumas particularidades essenciais entre o ensaio por impacto Charpy-V e tenacidade à fratura, como mostra a Tabela 2.0 e Figura 2.15. Por conta dessas diferenças é necessário realizar algumas observações, uma vez que tais particularidades “afetam” a representatividade das correlações.

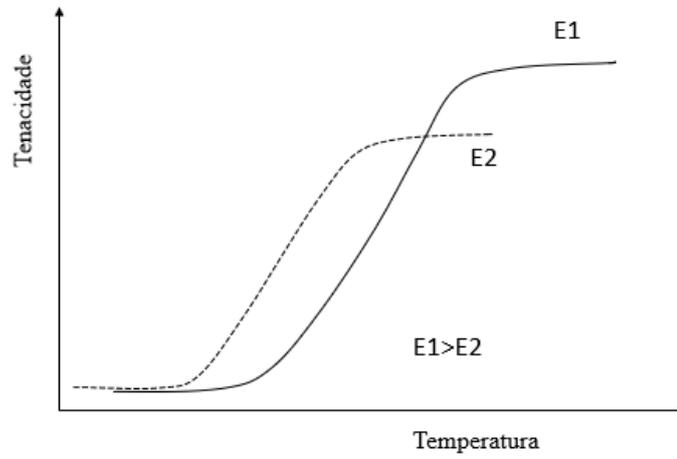
Tabela 2.0 - Principais diferenças entre os ensaios de tenacidade por impacto Charpy-V e tenacidade à fratura.

Diferença	CVN	Tenacidade à fratura
Dimensões do CP	10x10x55	Variável
Modo de Carregamento	Dinâmico	Quase-estático
Geometria do entalhe	Entalhe raso	Trinca Profunda ($\frac{a}{w} = 0,5$)
Evento (modo de falha)	Iniciação + Propagação	Iniciação

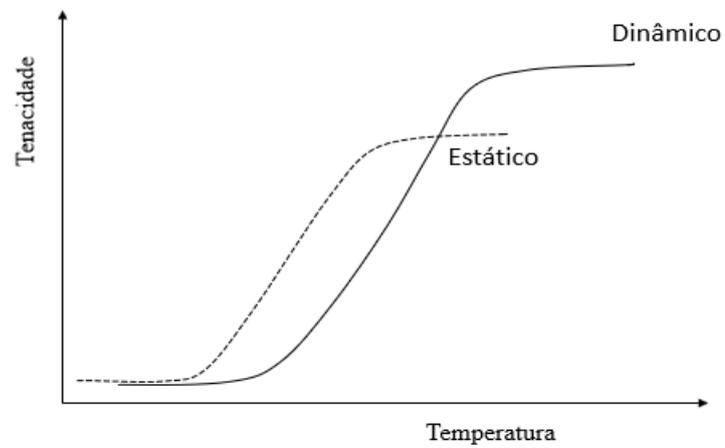
Fonte: [45]

Figura 2.15 – Efeitos das características distintas dos ensaios de tenacidade ao impacto Charpy-V e à fratura.

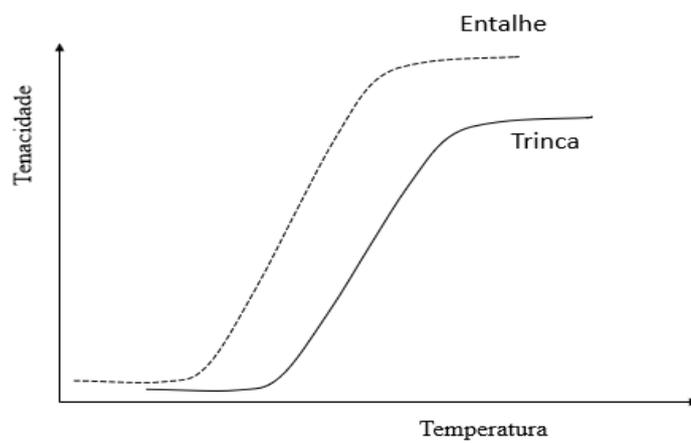
(a) – Efeito da espessura na tenacidade



(b) – Efeito do modo de carregamento na tenacidade



(c) – Efeito na severidade do entalhe na tenacidade



Usualmente, a temperatura selecionada para aplicar nas correlações (i.e., T_{ECVN}) está relacionada com a região inferior de transição dúctil-frágil, a fim evitar o crescimento subcrítico de trinca e ao mesmo tempo estar sob efeito da variação da temperatura. Por ser amplamente empregada, a energia de 28J é frequentemente escolhida para inserir nas expressões. Uma vez que a metodologia da curva mestra incorpora o efeito da espessura sob a tenacidade (ajuste estatístico do elo mais fraco), pode-se “desconsiderar” o efeito da espessura na tenacidade (vide Figura 2.15 (a)). Já em relação a severidade do entalhe e modo de carregamento, é possível observar que, enquanto o modo de carregamento dinâmico desloca a curva de tenacidade para temperatura maiores, a severidade do entalhe (no caso do corpo de prova Charpy) desloca a curva de tenacidade para a esquerda. Embora tais diferenças sejam impraticáveis de se levar em consideração, seus efeitos podem ser assumidos como sendo de mesma magnitude e contrários. Portanto, o efeito combinado de tais particularidades tem poucas implicações nas correlações [45].

Trabalhos como de Valo et al. [46], Pallaspuro et al. [47] e Chen et al [40], fornecem estimativas da temperatura de referência T_0 a partir de dados de energia Charpy-V. Neste estudo as correlações estudadas são as propostas por Sokolov et al. [13, 24]:

$$T_{0(28J)} = T_{28J} - 18 \quad (2.15a)$$

$$T_{0(41J)} = T_{41J} - 24 \quad (2.15b)$$

Wallin [48]:

$$T_{0(API579)} = T_{28J} - 77 + \frac{\sigma_{ys-RT}}{12} + \frac{1000}{C_{V-US}} \quad (2.16)$$

e Sreenivasan [49]:

$$T_{0(IGC-Sreenivasan)} = \frac{-21,579 + \tau_{IGC}}{0,8498 - 0,0033\tau_{IGC}} \quad (2.17)$$

Tanto os principais aspectos como as aplicabilidades de tais equações são abordados de forma mais profunda na seção 3.9.

3 PROGRAMA EXPERIMENTAL

Nesta seção é realizada uma descrição do metal base e dos processos de soldagem – a arco elétrico com eletrodo revestido e com arame tubular (com proteção gasosa) - empregados para a fabricação das juntas soldadas. Além disso, são abordados o processo de tratamento térmico para alívio de tensões (TTAT), análise de composição química e os ensaios mecânicos para a caracterização das propriedades de resistência e de tenacidade ao impacto e à fratura. Ao final, é apresentada a metodologia da curva mestra, utilizada para fornecer estimativas da temperatura de referência (T_0) e valores medianos de tenacidade à fratura ($K_{Jc(med)}$), a qual é empregada nas análises comparativas com as correlações indiretas ($T_{E_{CVN}} + C \rightarrow T_0 \rightarrow K_{Jc(med)}$) de tenacidade ao impacto Charpy (E_{CVN}) e à fratura (K_{Jc}).

3.1. MATERIAIS EMPREGADOS PARA FABRICAÇÃO DAS JUNTAS SOLDADAS

O material base utilizado para a fabricação das juntas soldadas consiste em um aço estrutural de alta resistência baixa liga (ARBL), classe ASTM A572 grau 50 (tipo 5) fornecido como uma chapa laminada (com espessura nominal de 25 mm) a quente [50]. Esse aço é microligado ao vanádio (V) e ao nióbio (Nb) e apresenta uma microestrutura ferrítica-perlítica bandeada em virtude do processo de laminação.

A fabricação da junta soldada pelo processo a arco elétrico com eletrodo revestido é feita a partir do eletrodo de baixo hidrogênio E7018 da marca ESAB (OK 48.04), enquanto a junta soldada pelo processo com arame tubular utiliza o arame E71T-1M do fabricante Lincoln.

3.2. MANUFATURA DAS JUNTAS SOLDADAS E USINAGEM DE CORPOS DE PROVA

Para a fabricação das juntas pelo processo a arco elétrico com eletrodo revestido (*SMAW – Shielded Metal Arc Welding*) são utilizadas duas chapas com dimensões de 25x150x1205 mm e outras duas de 25x73x600 mm – Fig.3.1(a) – e pelo processo a arco elétrico com arame tubular com proteção gasosa (*Gas-Shielded, Flux Cored Arc Welding – FCAW-G*) são empregadas duas chapas de dimensão 25x150x635 e outras duas de 25x150x565.

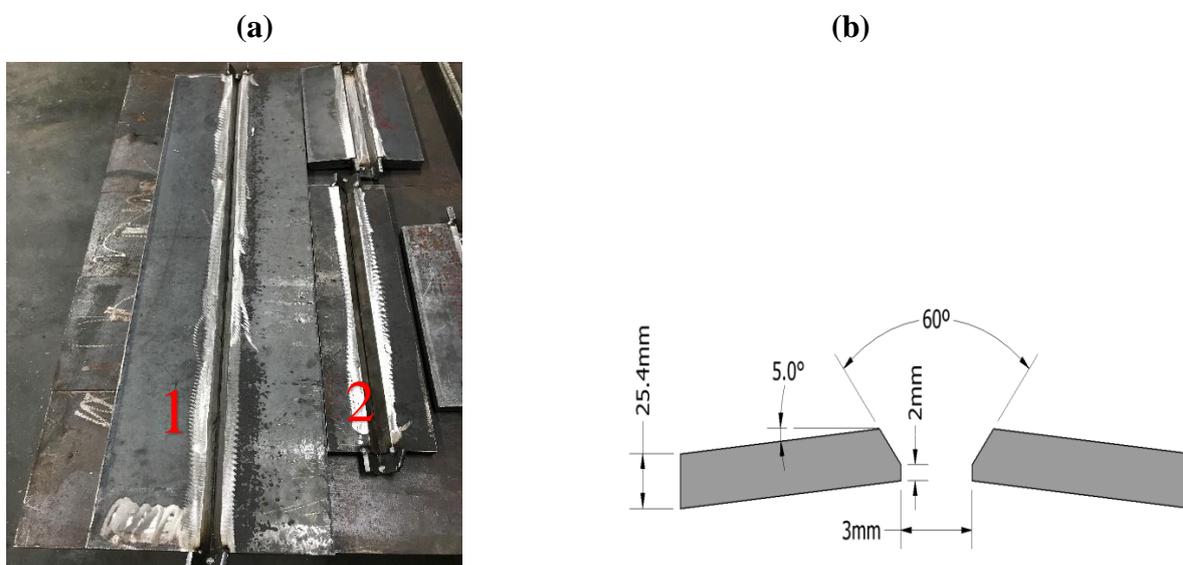
Ambos os processos são executados na posição 1G seguindo as especificações da norma AWS D1.1 [51]. No processo *SMAW* o metal de adição empregado é o eletrodo de baixo hidrogênio AWS / ASME SFA 5.1 grau E7018 da marca ESAB (OK 48.04) – de diâmetro de

4 mm e comprimento de 450 mm, enquanto que no processo *FCAW-G* utiliza-se o arame tubular AWS A5.20 E71T-1M – de diâmetro de 1,2 mm - do fabricante Lincoln.

Deve-se enfatizar que os eletrodos revestidos (*SMAW*) e a bobina do arame (*FCAW-G*) são inseridos e mantidos em uma estufa térmica, por um tempo suficiente a fim de manter seus revestimentos isentos de umidade, até o momento que antecede os processos de soldagem, conforme as diretrizes da norma AWS D1.1 [51].

A disposição das chapas chanfradas para a execução da soldagem pode ser visualizada na Fig 3.1(b). O chanfro da junta com geometria em V apresenta uma face de raiz de 2 mm, uma abertura de raiz de 3 mm, um ângulo de chanfro de 60° e uma pré-angulação inicial de -5° entre as chapas para compensar as contrações decorrentes do processo de soldagem.

Figura 3.1 – (a) Chapas preparadas para soldagem e (b) geometria da junta



Antes do início do processo de soldagem, todas as juntas são pré-aquecidas a uma temperatura de 105 °C por meio da chama oxiacetilênica; e uma vez dado início ao processo, o controle da temperatura de interpasse (105~175°C) é realizado por um termômetro digital infravermelho com uma faixa de temperatura entre -64 e 1400 °C e resolução de 0,1 °C – conforme ilustra a Figura 3.2.

O processo *SMAW* é realizado por meio de uma fonte de solda multiprocesso Miller® em modo de corrente contínua. No processo é utilizada uma intensidade de corrente elétrica média de 162 A e tensão de 22 V. Nas chapas de comprimento maior (1205mm), as juntas soldadas são feitas a partir da execução de 28 passes subsequentes resultando em 8 camadas

depositadas, enquanto na chapa de menor comprimento (600mm) são realizados 17 passes subsequentes apresentando 9 camadas.

Já o processo *FCAW-G* é realizado por meio de uma fonte de solda multiprocesso Lincoln S350 Power Wave em que o gás de proteção é constituído por uma mistura de 85% de Argônio e 15% de CO_2 . A corrente elétrica média é de 12 A e tensão de 23,5 V. Em ambas as juntas é realizado um total de 15 passes resultando em 6 camadas. Dados adicionais envolvidos nos processos de soldagem podem ser consultados em detalhes no Apêndice A.

Uma vez concluído todo o processo de soldagem, é utilizada a técnica de ensaio não destrutivo (NDT) de inspeção por líquido penetrante com o intuito de averiguar a possível presença de defeitos superficiais nas juntas soldadas. Nos locais onde são encontrados tais defeitos é realizado um processo de reparo seguido de uma nova avaliação a fim de garantir a sanidade das juntas (Fig. 3.3).

Concluído o processo de soldagem e reparo dos defeitos, o próximo passo consiste em planejar a extração dos corpos de prova.

Figura 3.2 – (a) Uso da chama oxiacetilênica para pré aquecimento e (b) câmera termográfica para controle de temperatura de interpasse

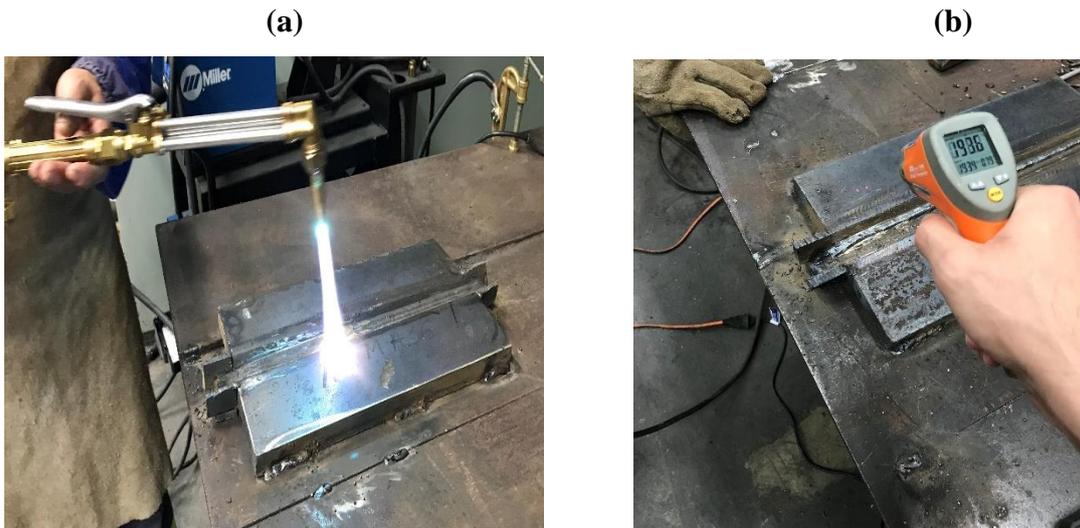


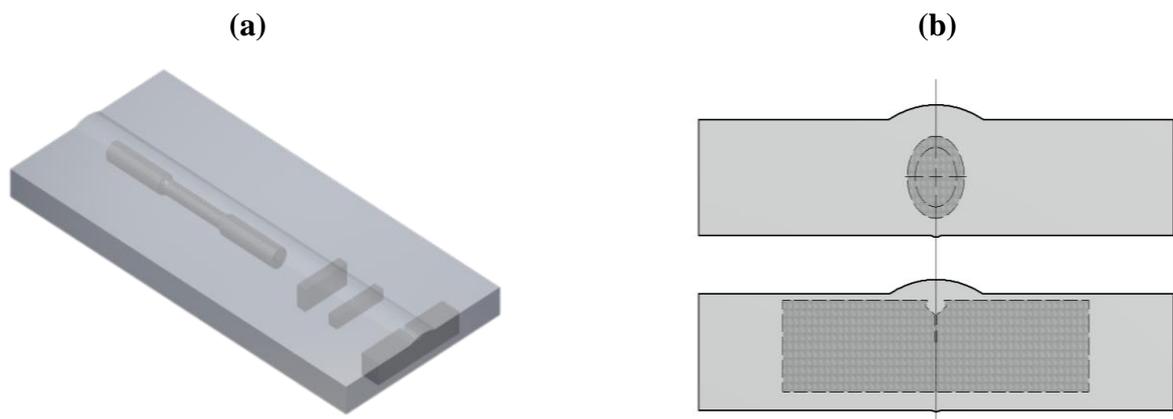
Figura 3.3 – (a) Aplicação do revelador e (b) defeitos superficiais encontrados



Como o trabalho visa avaliar a aplicabilidade das correlações entre as medidas de tenacidade ao impacto Charpy e à fratura de juntas soldadas, mais especificamente o metal de solda, a disposição dos corpos de prova nas chapas soldadas é de tal modo que o entalhe fique centralizado no centro do cordão de solda, conforme ilustrado na figura 3.4. A partir desse arranjo e das dimensões das chapas mencionadas anteriormente, para a junta *SMAW* são extraídos 21 corpos de tenacidade à fratura na geometria SE(B) e 51 corpos de prova de impacto Charpy-V, enquanto que para a junta *FCAW* são extraídos 7 corpos de prova SE(B) e 22 Charpy-V.

Para caracterizar as propriedades mecânicas de tração de ambas as juntas (*SMAW* e *FCAW*), são extraídos 2 corpos de prova de tração ao longo de todo o comprimento do cordão de solda (condição conhecida como *All Weld Metal*) provenientes de cada processo, vide figura 3.4.

Figura 3.4 – (a) Exemplo de *layout* para extração dos corpos de prova; (b) Posição da extração dos corpos de prova SE(B), charpy, de tração.



Em relação às juntas provenientes do processo SMAW, os corpos de prova Charpy e SE(B) são separados em dois conjuntos. O primeiro é definido por um conjunto constituído de 27 corpos de prova Charpy-V e 12 SE(B), os quais são ensaiados na condição como soldado (*as-welded*), enquanto o segundo é composto por 24 corpos de prova Charpy-V e 9 corpos de prova SE(B), os quais são ensaiados após tratamento térmico (em inglês, *Post Weld Heat Treatment – PWHT*) para alívio de tensões (condição pós tratamento).

3.3. DETERMINAÇÃO DA COMPOSIÇÃO QUÍMICA

A análise quantitativa da composição química tanto do aço fornecido (metal de base) quanto das juntas soldadas (metal de adição) é realizada a partir da técnica de espectrometria de emissão óptica (OES, do inglês *Optical Emission Spectroscopy*) usando um espectrômetro da marca ARL, modelo 3460. O procedimento é realizado de acordo com os requisitos da norma ASTM E1806 [52].

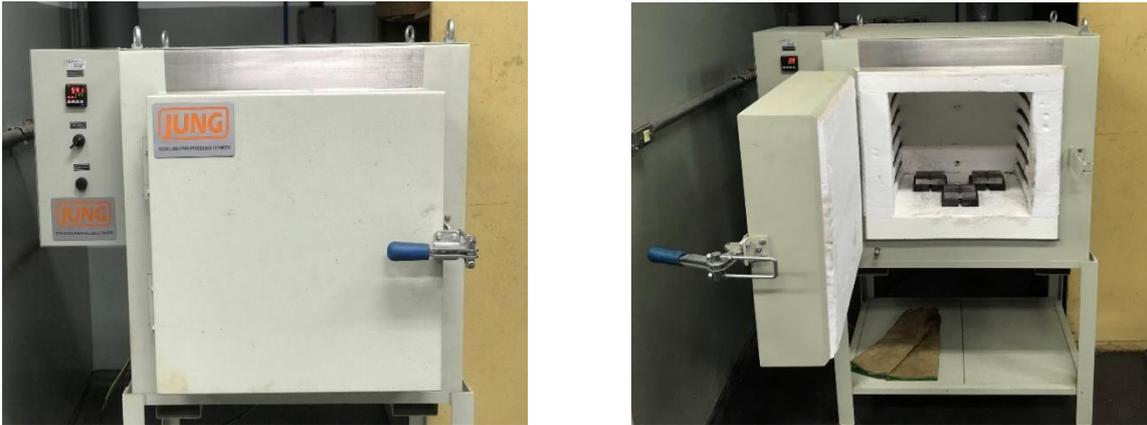
3.4. PROCEDIMENTO DO TRATAMENTO TÉRMICO DE ALÍVIO DE TENSÕES

Além da questão da heterogeneidade microestrutural das juntas soldadas, é importante destacar a presença de tensões residuais desenvolvidas em virtude dos elevados aporte de energia e variações significativas de temperatura durante a sua fabricação. Esses fatores podem trazer sérias implicações quanto à aplicabilidade das correlações entre as medidas de tenacidade ao impacto Charpy-V (E_{CVN}) e tenacidade à fratura frágil por clivagem expressa em termos de $K_{Jc}(T_{E_{CVN}} + C \rightarrow T_0 \rightarrow K_{Jc}(med))$

Devido ao fato do processo SMAW ser amplamente utilizado em processos de reparo e manutenção, o presente estudo realiza o processo de tratamento térmico de alívio de tensões (TTAT) em uma de suas respectivas juntas soldadas para avaliar os potenciais efeitos do TTAT sobre as correlações indiretas ($T_{E_{CVN}} + C \rightarrow T_0 \rightarrow K_{Jc}(med)$). Como análise complementar, realiza-se também uma avaliação dos efeitos do TTAT sobre as medidas experimentais de E_{CVN} e sobre a distribuição dos valores de tenacidade à fratura na região avaliada na região de transição dúctil-frágil.

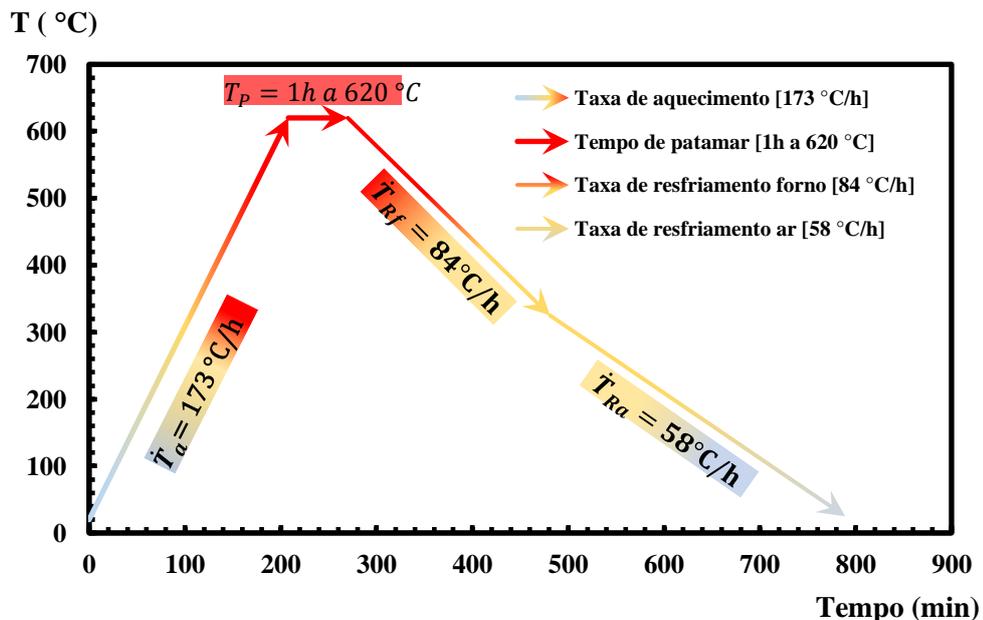
Um conjunto contendo 24 Corpos de prova Charpy-V e 9 corpos de prova SE(B) provenientes do processo SMAW são tratados termicamente seguindo as diretrizes da norma AWS D1.1 em um forno de laboratório da marca Jung®, modelo LF7012 (vide Figura 3.5).

Figura 3.5 – Forno Jung (modelo LF7012)



Inicialmente, os corpos de prova são inseridos no forno elétrico a uma temperatura ambiente de 20 °C, os quais são aquecidos até a temperatura de 620 °C a uma taxa de 173 °C/h e mantidos a 620 ±10 °C por um período de uma hora. Em seguida, o forno é desligado e os corpos de prova são deixados para resfriar no seu interior até a temperatura de 315 °C a uma taxa de 84 °C/h. Por fim, os corpos de prova são retirados do forno e resfriados ao ar a uma taxa de 58°C/h. A Figura 3.6 ilustra as etapas envolvidas no procedimento.

Figura 3.6 – Representação gráfica das etapas envolvidas no tratamento térmico de alívio de tensões.



As Figuras 3.7 e 3.8 mostram a disposição dos corpos de prova Charpy-V e SE(B) empregados no TTAT.

Figura 3.7 – Disposição dos corpos de prova Charpy-V para o TTAT

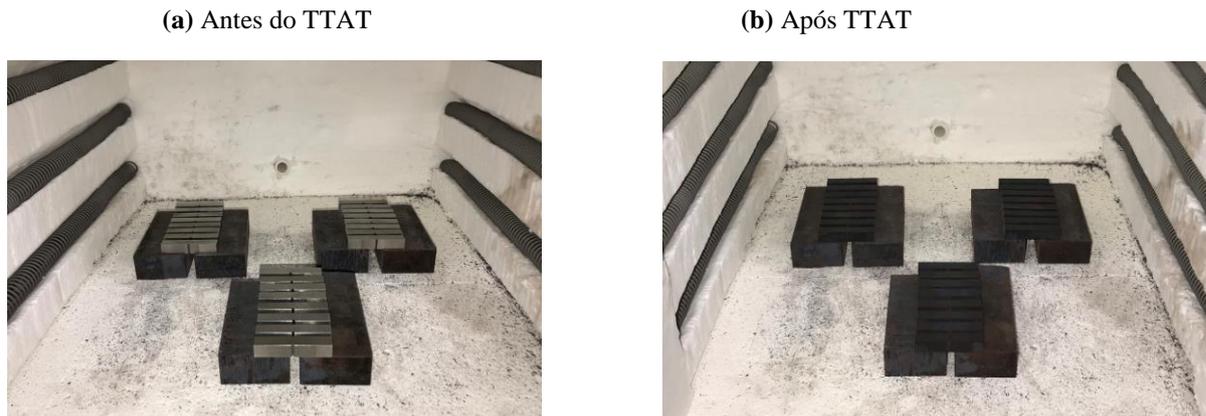


Figura 3.8 - Disposição dos corpos de provas SE(B) para o TTAT



3.5. DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS

Dentre as propriedades mecânicas de resistência à tração, a tensão de escoamento (σ_{ys}) é de grande importância no estabelecimento dos valores limites de tenacidade à fratura frágil por clivagem, os quais visam assegurar a validade do campo HRR na zona de processo de fratura (ZPF) nos corpos de prova de tenacidade à fratura. Além disso, a tensão de escoamento associada à resistência à tração (σ_{uts}) fornece uma estimativa da capacidade do encruamento do material. Uma outra propriedade mecânica de grande interesse é a tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy, a qual caracteriza a região de transição dúctil-frágil auxiliando na estimativa de uma temperatura viável de ensaio de tenacidade à fratura dentro do contexto da metodologia da curva mestra. Diante disso, a seguir são descritos os procedimentos experimentais conduzidos para a determinação dessas propriedades.

3.5.1. ENSAIO DE TRAÇÃO UNIAXIAL

Visando obter as propriedades mecânicas do metal de solda, quatro corpos de prova *All-Weld-Metal* (provenientes dos processos SMAW e FCAW) de geometria cilíndrica, com diâmetro nominal de 9 mm e dimensões padronizadas (vide figura 3.9) são extraídos da zona fundida do metal de solda. O eixo longitudinal dos corpos de prova é paralelo à direção do cordão de solda, conforme ilustra a Figura 3.10, de modo que a região útil do corpo de prova é totalmente representativa do metal de solda. Os ensaios de tração são realizados conforme as diretrizes da norma ASTM E8/E8M-16a (*Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*) [53] a temperatura ambiente ($T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$) em uma máquina de ensaio universal servo-hidráulica MTS com capacidade de carregamento de 250 kN. Para mensurar o alongamento do corpo de prova é acoplado um extensômetro à sua região útil, como ilustrado na Figura 3.11.

Figura 3.9 – Dimensões padronizadas dos corpos de prova de tração (mm).

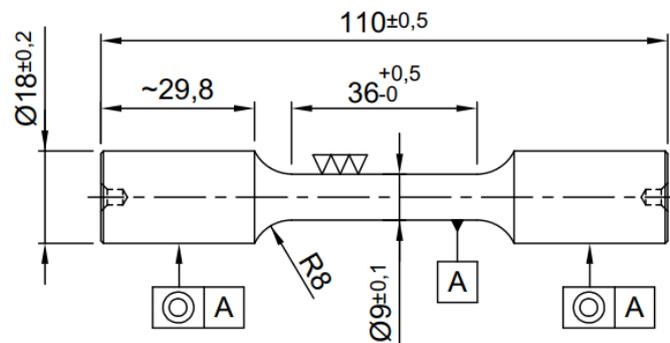


Figura 3.10 – Layout de extração dos corpos de prova All-Weld-Metal.

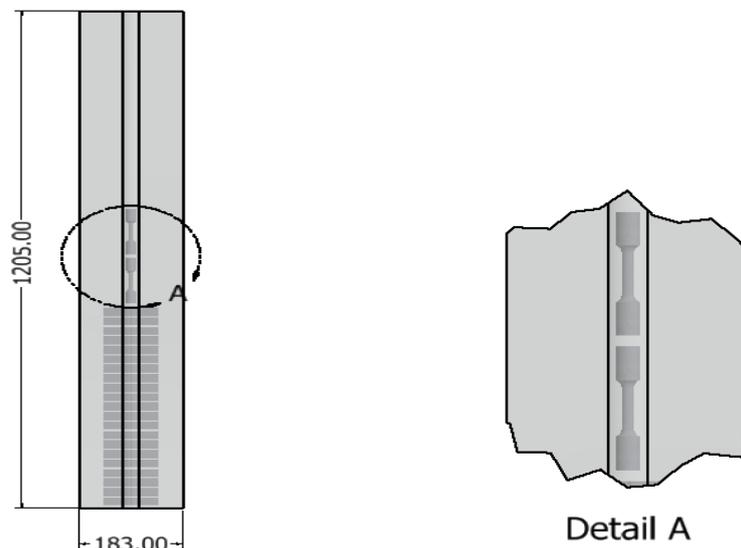
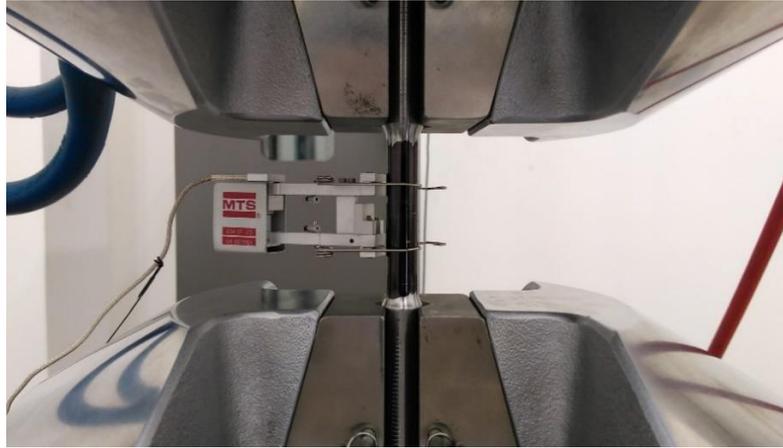


Figura 3.11 – Extensômetro acoplado ao corpo de prova



Em relação a tensão de escoamento, a norma ASTM E1921-19b [5] fornece uma expressão (vide Eq. 3.0) que possibilita ajustar o valor da tensão de escoamento obtida em temperatura ambiente para quaisquer temperaturas de ensaio. É importante salientar que essa expressão é empregada apenas para materiais ferríticos e cuja validade fica restrita a um intervalo de -200 a 300 °C.

$$\sigma_{ys} = \sigma_{ysRT} + \frac{10^5}{(491+1,8T)} - 189 \text{ (MPa)} \quad (3.0)$$

em que σ_{ysRT} é a tensão de escoamento a temperatura ambiente em MPa e T é a temperatura de ensaio em °C. Embora o módulo de elasticidade longitudinal, E, possa ser estimado a partir da curva tensão-deformação de engenharia, devido às possíveis acomodações dos dispositivos e à própria rigidez da máquina podendo provocar incertezas nas suas medições, a norma E1921 fornece também uma expressão para determinar seu valor de forma mais representativa a temperatura de ensaio:

$$E = 204 - \frac{T}{16} \text{ (GPa)} \quad (3.1)$$

Em que T é a temperatura de ensaio em °C ($T_{ens} = -70$ °C).

Por fim, uma última propriedade mecânica de grande interesse está relacionada à capacidade de encruamento do material, a qual pode ser quantificada por meio do procedimento analítico sugerido pela API 579. Baseando-se no modelo de Ramberg-Osgood [6], o coeficiente

de encruamento pode ser obtido – para uma faixa de $0,02 \leq \frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}} \leq 1,0$ – a partir da seguinte expressão:

$$n_{RO} = \frac{1 + 1,3495 \left(\frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}}\right) - 5,3117 \left(\frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}}\right)^2 + 2,9643 \left(\frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}}\right)^2}{1,1249 + 11,0097 \left(\frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}}\right) - 11,7464 \left(\frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}}\right)^2} \quad (3.2)$$

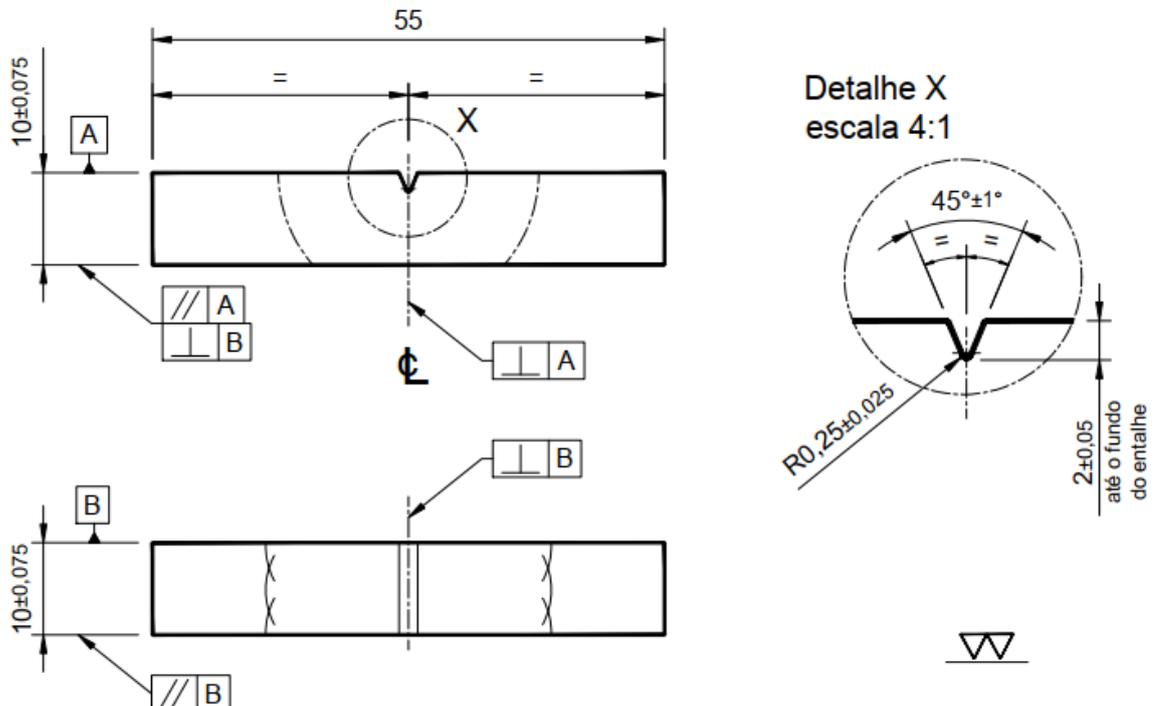
em que, devido a forma como o expoente n_{RO} é determinado, o valor do coeficiente de encruamento é dado pelo inverso do expoente de Ramberg-Osgood (i.e., $n = 1/n_{RO}$).

3.5.2. ENSAIO DE TENACIDADE AO ENTALHE EM V POR IMPACTO CHARPY

O ensaio de tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy é realizado com o intuito de estabelecer a região de transição dúctil-frágil dos diferentes metais de solda, bem como as temperaturas associadas a níveis específicos de energia (e.g., 28J e 41J) absorvida a partir do ajuste dos dados por meio de uma função tangente hiperbólica. Esses níveis de energia servem para estimar temperaturas viáveis para os ensaios de tenacidade à fratura dentro do contexto da metodologia da curva mestra conforme abordado mais adiante nas seções seguintes.

Conforme já mencionado na seção 3.2, a usinagem dos corpos de prova Charpy é feita a partir do centro da espessura da chapa (vide Figura 3.4) na orientação T-L (do inglês, *transverse-longitudinal*). As dimensões dos corpos de prova Charpy-V apresentam 55 mm de comprimento, seção transversal quadrada de 10 mm de lado e entalhe em V com 2 mm de profundidade, 45° de abertura, raio de raiz de 0,25 mm e situado no centro do cordão de solda, conforme ilustra a Figura 3.12. Os ensaios são realizados seguindo as diretrizes da norma ASTM E23 [27] por meio de um pêndulo em balanço Tinius Olsen®, modelo IT406, de capacidade de 406.75 Joules e velocidade de impacto de 5,5 m/s.

Figura 3.12 – Geometria e dimensão do corpo de prova Charpy (mm).

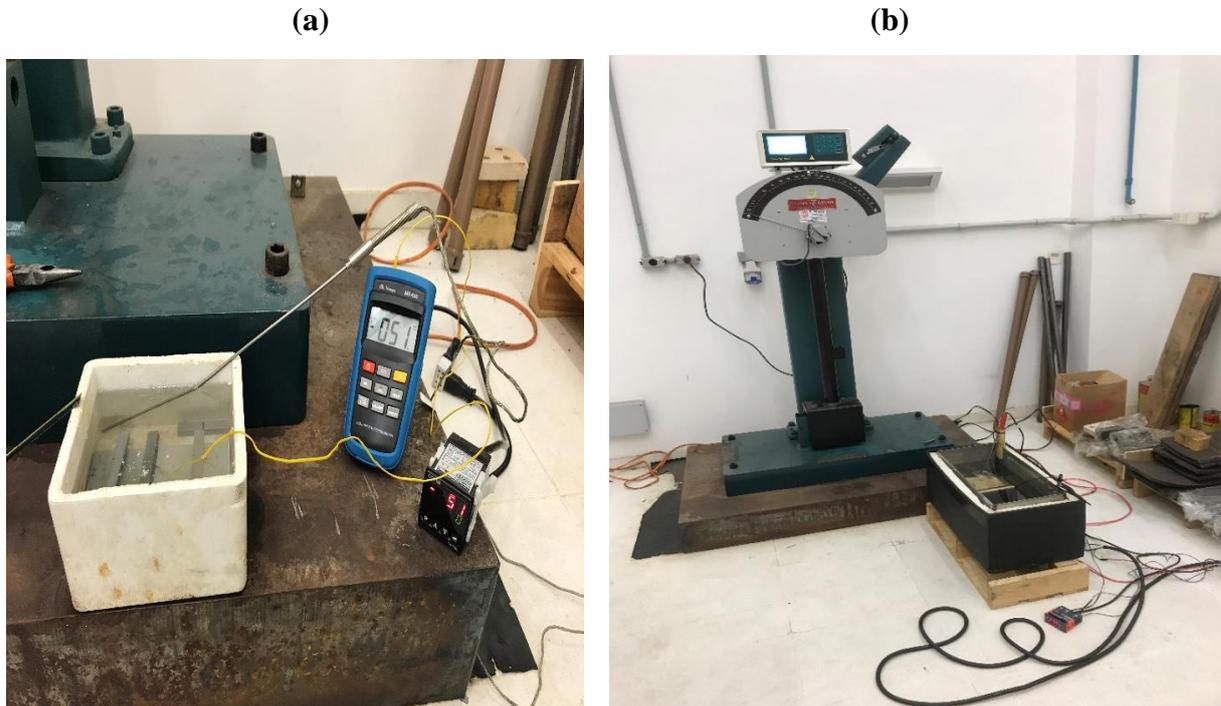


No total são levantadas três curvas de energia Charpy-V, sendo uma proveniente do processo FCAW e outras duas do SMAW. A curva de energia referente a junta FCAW é determinada a partir de um conjunto contendo 21 corpos de prova ensaiados nas seguintes temperaturas: -109 °C, -91 °C, -73 °C, -51 °C, -15, 20 °C e 92 °C. Já para a junta SMAW, a primeira curva de energia consiste no ensaio de 27 corpos de prova na condição *as-welded* nas seguintes temperaturas: -100, -75, -50, -25, -10, 0, 25.5, 50.5 e 95 °C; enquanto a segunda consiste no ensaio de 24 corpos de prova tratados termicamente nas seguintes temperaturas: -95, -75, -52, -25, -10, 0, 24 e 90 °C.

Para os ensaios em baixa temperatura, os corpos de prova são imersos em uma caixa térmica contendo uma mistura de nitrogênio líquido e álcool etílico absoluto. Para o controle da temperatura é utilizado um termopar do tipo K com uma precisão de $\pm 2^\circ\text{C}$. Uma vez que a superfície do corpo de prova atinge a temperatura de ensaio, adota-se um tempo de permanência de pelo menos 10 minutos (1 min/mm) na solução para garantir uma completa estabilização térmica.

Para os ensaios em temperaturas elevadas, os corpos de prova são imersos em uma cuba contendo água, a qual é aquecida por meio de um ebulidor elétrico acoplado a um controlador de temperatura para se atingir a temperatura desejada. Para garantir temperatura homogênea ao longo de todo o corpo de prova, adota-se o mesmo tempo de permanência (1 min/mm). A Figura 3.13 abaixo ilustra os equipamentos utilizados durante o ensaio.

Figura 3.13 - Equipamentos utilizados durante o ensaio de tenacidade por impacto Charpy-V (a) a baixas temperaturas e (b) altas temperaturas



A partir das curvas de energia Charpy-V é possível determinar a região de transição dúctil-frágil (RTDF), e os patamares superior e inferior de energia (PSE e PIE, respectivamente). O início do processo envolve ensaios a baixas temperaturas para estabelecer a região de patamar inferior de energia (PIE), a qual se caracteriza por apresentar baixa tenacidade e baixa dispersão dos dados. Uma vez definido o PIE, o próximo passo consiste em encontrar a região de transição dúctil-frágil, a qual se caracteriza por uma maior dispersão dos dados, a partir de aumentos graduais da temperatura.

A fim de se obter a relação da energia de impacto Charpy-V em função da temperatura, adota-se um procedimento de ajuste baseado na função tangente hiperbólica (*tanh*) proposto originalmente por Oldfield [54] e adaptado posteriormente por EricksonKirk et al. [55], o qual é adotado neste trabalho. Embora o procedimento de ambos os autores seja muito semelhante, uma característica da abordagem de EricksonKirk. et al. está em estabelecer o valor fixo de 2J para o patamar inferior de energia para determinar os coeficientes da função *tanh*. A representação da equação da função tangente hiperbólica pode ser vista na equação a seguir:

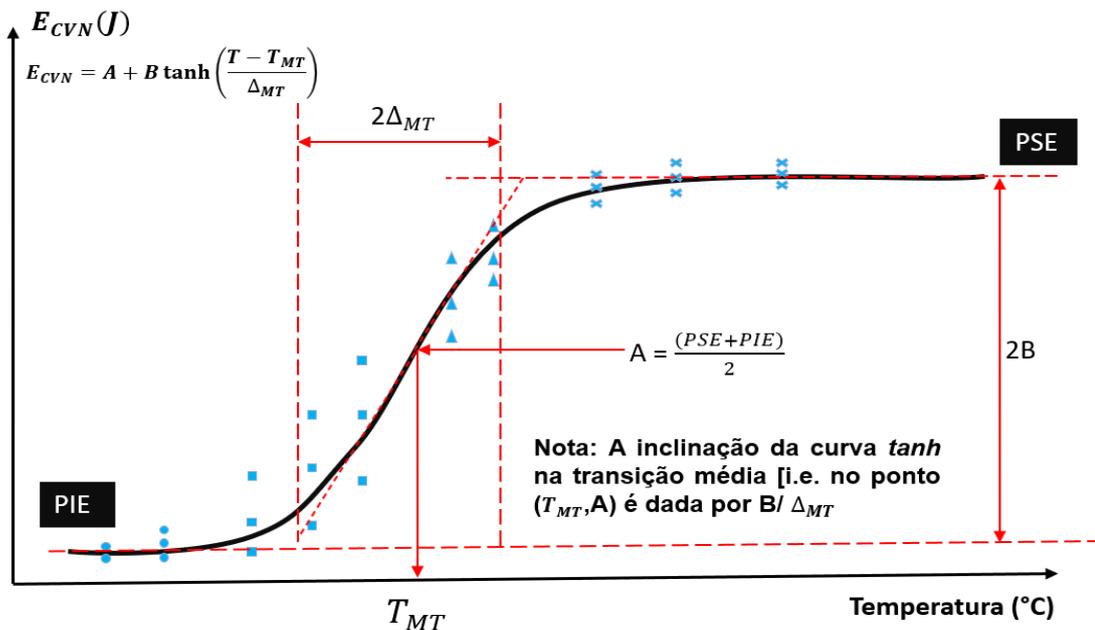
$$E_{CVN} = A + B \tanh \left(\frac{T-D}{C} \right) \quad (3.3)$$

sendo que E_{CVN} representa a energia absorvida via ensaio por impacto Charpy-V em Joule, o coeficiente A a média da soma dos valores do PSE e PIE, B (T_{MT}) metade da diferença dos valores do PSE e PIE, T temperatura de ensaio em graus Celsius, C (Δ_{MT}) o ponto médio da faixa da temperatura de transição entre os patamares superior e inferior e D temperatura no ponto médio da faixa de transição, podendo ser definida também como a temperatura quando $E_{CVN} = A$. De uma forma geral a equação pode ser escrita como:

$$E_{CVN} = \frac{(PSE+PIE)}{2} + \frac{(PSE-PIE)}{2} \tanh\left(\frac{T-T_{MT}}{\Delta_{MT}}\right) \quad (3.4)$$

O valor do PSE é obtido pela média das 3 medidas de tenacidade ao impacto na temperatura na qual os corpos de prova apresentaram uma superfície de fratura dúctil igual ou superior a 95% da área total da superfície de fratura, enquanto o valor do PIE adotado é igual a 2J. Os demais termos T_{MT} e Δ_{MT} são obtidos pela função *Solver* do MS Excel® pelo método de otimização dos mínimos quadrados, com o objetivo de se minimizar a soma dos quadrados das diferenças entre o valor estimado e valor medido no ensaio para cada temperatura. A Figura 3.14 define os coeficientes do modelo da função tangente hiperbólica.

Figura 3.14 – Determinação dos coeficientes da função tangente hiperbólica utilizada no ajuste dos dados experimentais de tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy



Adaptado de EricksonKirk et al. [55]

3.6. AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL DA TENACIDADE À FRATURA NA RTDF

Os ensaios de tenacidade à fratura têm como objetivo determinar os valores da integral-J no ponto de instabilidade por clivagem (J_c) na RTDF a partir dos corpos de prova extraídos das juntas soldadas *FCAW* e *SMAW*, essa última tanto na condição como soldada (*as-welded*) quanto na condição tratada termicamente (*post weld heat-treated*). Os valores de J_c são calculados a partir da metodologia eta (η), a qual compõe as bases das normas ASTM E1820 [23] e E1921 [24].

Devido ao caráter probabilístico da tenacidade à fratura na RTDF (i.e., elevada dispersão e estatística do elo mais fraco), os valores calculados de J_c são empregados posteriormente na metodologia da curva mestra para a determinação de um valor mediano de tenacidade à fratura (expresso em termos do fator de intensidade de tensões, $K_{J_c(med)}$) para determinar as temperaturas de referência (T_0) dos materiais ($K_{J_c(med)} \rightarrow T_0$).

Mais adiante, nas seções seguintes, essas medidas calculadas de T_0 são comparadas aos valores estimados de T_0 a partir da sua correlação com níveis específicos de energia Charpy (28J e 41J) a fim de verificar a previsibilidade e acurácia de tais correlações nos metais de solda (*FCAW*, *SMAW*, *SMAW-PWHT*). Paralelamente, é feita uma análise comparativa das estimativas de $K_{J_c(med)}$, obtidas a partir desses valores estimados de T_0 ($T_0 \rightarrow K_{J_c(med)}$), com os valores de $K_{J_c(med)}$ calculados mediante os ensaios de tenacidade à fratura.

3.6.1. ENSAIOS DE TENACIDADE À FRATURA NA RTDF

Corpos de prova de geometria SE(B) padronizados, em condição *plane-sided*, ou seja, com as superfícies, que definem a espessura do corpo de prova, isenta de entalhes laterais (*side grooves*), são utilizados nos ensaios. Seguindo o mesmo procedimento de extração dos corpos de prova Charpy-V, os corpos de prova SE(B) são usinados a partir do centro da espessura da junta soldada na orientação T-L (do inglês, *transverse-longitudinal*), apresentando espessura (B) e largura (W) iguais a 20 mm (i.e., geometria com seção transversal quadrada $W = B$) com uma razão de comprimento de trinca $a/W = 0,5$ (trinca profunda). Por se tratar de uma espessura equivalente a 0,8 polegada, tal configuração é designada como 0,8T-SE(B). A configuração de ensaio adotada segue as normas da ASTM E1921-19b e ASTM E1820-18a em que o modo de carregamento se dá por flexão em três pontos (3P) com distância entre apoios (S, do inglês

span) dada por $S/W=4$. Tanto as dimensões do corpo de prova e a configuração de ensaio podem ser visualizadas nas Figuras 3.15 e 3.16, respectivamente.

Figura 3.15 - Geometria e dimensão do corpo de prova SE(B) em mm

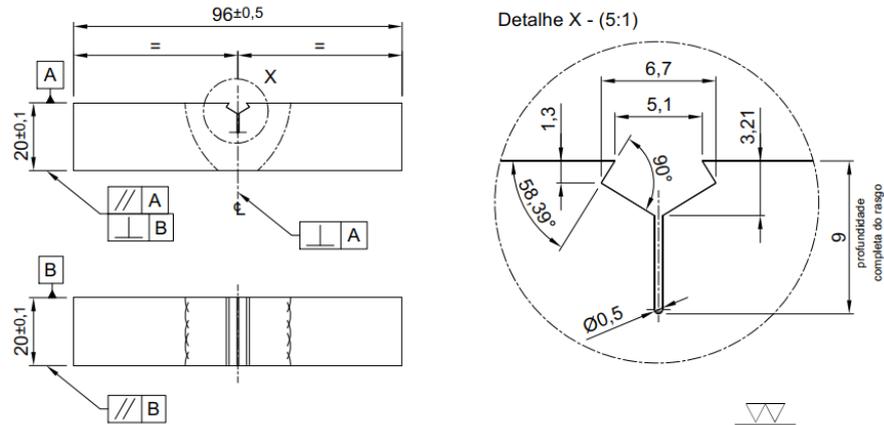
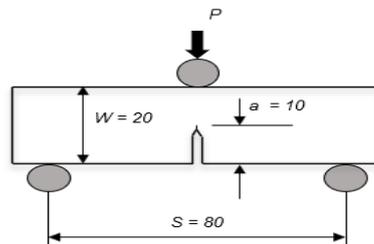


Figura 3.16 – Representação do esquema da configuração de ensaio de tenacidade à fratura utilizada



Um conjunto contendo 07 corpos de prova oriundos da junta FCAW é ensaiado na condição como soldado (*as-welded*), enquanto outros dois conjuntos provenientes da junta SMAW, contendo 12 e 09 corpos de prova, são ensaiados na condição como soldado (*as-welded*) e tratado termicamente (*PWHT*), respectivamente.

A Tabela 1 resume a matriz de ensaio adota para obter os valores de tenacidade à fratura na região de transição dúctil-frágil das juntas soldadas (metais de solda FCAW, SMAW, SMAW-PWHT) do aço estrutural ASTM A572 grau 50.

Tabela 3.1 - Matriz de Ensaio

Corpo De Prova	Dimensões				Condição	Amostra	Ensaio
	Nominais						
Processo/Geometria	B	W	S	a	AW ¹ /PWHT ²	Código da Configuração	Quantidade
	mm						
SMAW_SE(B)	20	20	80	20	AW ¹	0,8T_AW_SW4_aW5	12
SMAW_SE(B)	20	20	80	20	PWHT ²	0,8T_PWHT_SW4_aW5	09
FCAW_SE(B)	20	20	80	20	AW ¹	0,8T_AW_SW4_aW5	07

¹ *as-welded* (como soldado)

² *Post weld heat treated* (tratado termicamente)

Uma vez usinados os corpos de prova, o primeiro passo consiste na nucleação e crescimento posterior de uma pré-trinca por fadiga – totalizando um tamanho total de 1 mm - sob flexão em 3 pontos a temperatura ambiente na raiz do entalhe de cada corpo de prova. As normas E1820 e E1921 recomendam que esse processo ocorra sob carregamento cíclico de baixa magnitude ($K \sim 15 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) e sob um controle de força máxima dada pela equação 3.5 para evitar efeitos indesejáveis de plasticidade e, dessa forma, obter uma frente de pré-trinca mais aguda e uniforme possível.

$$P_m = \frac{0,5 B b_0^2 \sigma_y}{S} \quad (3.5)$$

em que:

P_m = Carga máxima

B = Espessura;

b_0 = ligamento remanescente;

σ_{ys} = tensão de escoamento;

S = Span.

Finalizado o procedimento de nucleação de pré-trinca por fadiga, os corpos de prova são devidamente identificados por punção alfa numérica para garantir a rastreabilidade das superfícies de fratura após os ensaios de tenacidade à fratura e assim realizar a medição da frente de trinca. Tanto para o ensaio de pré-trinca por fadiga, quanto para o ensaio de tenacidade

à fratura a máquina utilizada é uma MTS modelo universal com capacidade de carregamento de 250 kN , conforme Figura 3.17.

Figura 3.17 - Máquina de ensaio universal servo-hidráulica MTS



A fim de obter uma T_0 mais confiável e, conseqüentemente, uma curva mestra que melhor representa a variação da tenacidade à fratura mediana na RTDF, é recomendado que a temperatura de ensaio seja próxima daquela em que o resultado do valor de $K_{Jc(med)}$ é igual a $100 \text{ MPa}\sqrt{m}$. Entretanto, como a priori o valor da T_0 não é conhecido, os ensaios devem partir de uma temperatura viável estimada a partir da sua correlação com a temperatura de transição calculada via ensaio Charpy-V, $T_{0(CVN)}$ [24]. Desse modo, após a determinação da curva de transição dúctil-frágil por meio do ajuste dos dados de tenacidade Charpy a uma função tangente hiperbólica (Seção 3.5.2), a primeira estimativa é dada pela Equação 3.5, que segue o procedimento recomendado pela E1921.

$$T_{0(E_{CVN})} = T_{E_{CVN}} + C \quad (3.6)$$

em que $T_{E_{CVN}}$ é a temperatura de transição relacionada a uma dada quantidade específica de energia Charpy-V (E_{CVN}), normalmente associada a uma energia de 28 J ou de 41 J, de tal modo que a sua temperatura é expressa, respectivamente, por T_{28J} e T_{41J} . Já o termo C é uma constante que correlaciona $T_{0(E_{CVN})}$ e $T_{E_{CVN}}$ e seu valor é dado em função da energia adotada

(28 J ou 41 J) e da dimensão do corpo de prova representada em termos da espessura B, em mm, conforme indicado na Tabela 2.

Tabela 3.2 - Constantes para estimativa de temperatura de ensaio de tenacidade à fratura baseado em dados Charpy

Dimensão da Espessura Do corpo de prova (nT)	C(°C)	
	T_{CVN}^{28J}	T_{CVN}^{41J}
0,4*	-32	-38
0,5	-28	-34
1	-18	-24
2	-8	-14
3	-1	-7
4	2	-4

*Para corpos de prova PCVN, usar C=-50 ou -56°C.

Adaptado de ASTM E1921-19b [6]

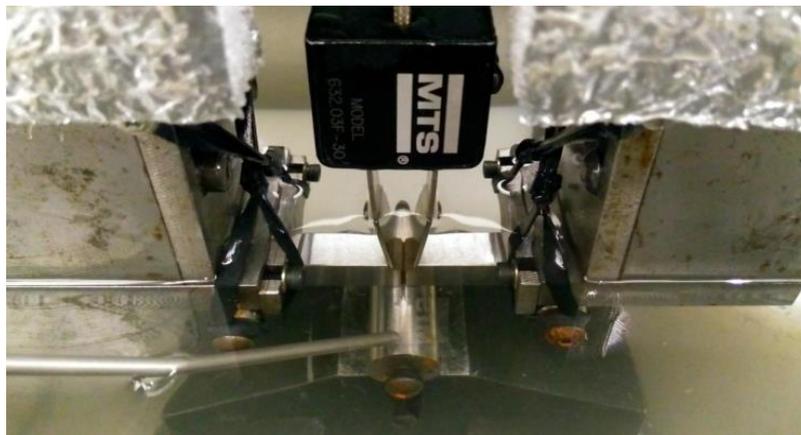
Uma vez realizada a etapa de pré-trinca por fadiga e calculada a estimativa inicial da temperatura, alguns ensaios preliminares são realizados a fim de analisar o comportamento dos dados de tenacidade à fratura (i.e., se apresentam elevada dispersão e pequenos indícios de plasticidade). No decorrer dos ensaios, a temperatura deve ser aumentada caso os valores de tenacidade inicialmente obtidos sejam provenientes de um comportamento puramente elástico-linear. Caso esses dados iniciais apresentem um excesso de plasticidade de modo que violem o campo HRR, a temperatura deve ser diminuída gradualmente. O controle da temperatura de ensaio se dá a partir da imersão dos corpos de prova em uma solução de álcool etílico absoluto e nitrogênio líquido dentro de uma cuba, onde o monitoramento da temperatura do meio se dá por meio de dois termopares do tipo K com precisão de ± 2 °C, sendo um posicionado na região próxima à ponta da trinca e o outro para o controle da temperatura do ambiente para verificar sua estabilidade térmica. Após a imersão dos corpos de prova na cuba, a qual é acoplada à garra inferior do atuador servo-hidráulico da máquina universal de ensaios, os corpos de prova permanecem na temperatura de ensaio por pelo menos 30 minutos para garantir estabilidade térmica. Posteriormente, o *clip gage* é acoplado ao *knife edge* usinado no próprio corpo de prova para a obtenção dos dados de carga (P) e de deslocamento gerado através do deslocamento da abertura da boca da trinca (V), conforme descrito na seção seguinte.

3.6.1.1. DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DAS CURVAS CARGA VERSUS DESLOCAMENTO (P-CMOD)

Para o cálculo da Integral J no ponto de instabilidade (J_C) na RTDF, a qual é abordada na seção seguinte, alguns parâmetros chaves são necessários, como, a flexibilidade elástica (C_0), área plástica (A_P) e a carga máxima associada ao ponto de instabilidade (P_C). Tais parâmetros são obtidos através das curvas experimentais de carga versus deslocamento (P - $CMOD$).

A determinação das curvas experimentais de carga e deslocamento (P - $CMOD$, também denominado P - V) se dá pelo carregamento dos corpos de prova em controle de deslocamento por meio de um atuador servo-hidráulico. O deslocamento é medido em termos da abertura da boca da trinca, $CMOD$ (do inglês *Crack Mouth Opening Displacement*), durante o carregamento. Antes do início dos ensaios experimentais, cada corpo de prova passa por uma análise de flexibilidade elástica por meio de um carregamento de baixíssima magnitude a fim de verificar o comprimento inicial de trinca ($a_0 = a_n + 1,0$, em que a_n representa o comprimento do entalhe e o valor de 1,0 mm representa o comprimento da pré-trinca por fadiga). O carregamento dos ensaios é realizado no modo quase estático (com taxas da ordem de $0,1 \leq K \leq 2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}/s$), monotônico e crescente até o ponto de instabilidade do corpo de prova. O registro dos dados gerados durante a determinação da curva P - $CMOD$ (P - V) é medido através de uma célula de carga e de um extensômetro do tipo *clip-gage* acoplado ao *knife-edge* (já usinado no corpo de prova), como mostra a figura 3.18.

Figura 3.18 – Posicionamento do extensômetro ao entalhe de um corpo de prova PCVN



Fonte: Barbosa, [2020] [16]

3.6.1.2. DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DA INTEGRAL J NA RTDF

Esta seção descreve o procedimento para determinar o valor experimental da integral-J no ponto de instabilidade da fratura frágil por clivagem (J_C) na RTDF através dos dados gerados pelas curvas carga e deslocamento (P - $CMOD$) seguindo o procedimento da ASTM E1820 e ASTM E1921.

O valor da integral-J no ponto de instabilidade da fratura frágil por clivagem, J_C pode ser determinado por meio da soma das componentes elástica e plástica da energia de deformação que contribuem para o processo de fratura pela seguinte expressão:

$$J_C = J_e + J_p \quad (3.7)$$

sendo a componente elástica J_e igual a:

$$J_e = \frac{K_I^2}{E'} \quad (3.8)$$

sendo $E' = E$ para condições de tensão plana ou $E' = E/(1 - \nu^2)$ para condições de deformação plana cujos parâmetros E e ν representam, o módulo de elasticidade longitudinal e o coeficiente de Poisson, respectivamente. O parâmetro K_I corresponde ao fator de intensidade de tensão elástico em modo I de deformação, para a geometria SE(B) tanto de seção transversal retangular ($B \times 2B$) quanto quadrada ($B \times B$), em condições de deformação plana, é dado por:

$$K_I = \frac{P_c S}{(B B_N)^{1/2} W^{3/2}} f(a_0/w) \quad (3.9)$$

sendo P_c o valor da carga no ponto de instabilidade, S distância entre os apoios (*span*), W e B , largura e espessura do corpo de prova, respectivamente, B_N espessura líquida em relação ao plano da trinca ($B_N = B$ quando não é empregado *side-grooves*) e $f(a_0/w)$ fator de intensidade de tensão adimensional em relação ao comprimento inicial da trinca a_0 , o qual é medido por meio do método dos 9 pontos (abordado na seção 3.6).

O fator de intensidade de tensão adimensional, $f(a_0/w)$, que é dado em função da geometria do corpo de prova, neste caso, para uma geometria SE(B), é igual a:

$$f\left(\frac{a_0}{w}\right) = \frac{3\left(\frac{a_0}{W}\right)^{\frac{1}{2}}\left\{1,99 - \left(\frac{a_0}{W}\right)\left(1 - \frac{a_0}{W}\right)\left[2,15 - 3,93\left(\frac{a_0}{W}\right) + 2,7\left(\frac{a_0}{W}\right)^2\right]\right\}}{2\left[1 + 2\left(\frac{a_0}{W}\right)\right]\left(1 - \frac{a_0}{w}\right)^{\frac{3}{2}}} \quad (3.10)$$

A componente plástica (J_P) é determinada a partir da metodologia η por meio da área plástica sob a curva P-CMOD, sendo calculada a partir da seguinte expressão:

$$J_P = \frac{\eta_p A_p}{B_N b_0} \quad (3.11)$$

em que η_p é o fator plástico dimensional que relaciona o trabalho plástico medido (energia de deformação plástica) e a componente plástica da integral J, B_N espessura líquida em relação ao plano da trinca, b_0 ligamento remanescente inicial, $W - a_0$, e A_p é a área plástica sob a curva P-CMOD (representada na figura 3.19 (a)) dada pela seguinte equação:

$$A_p = A_t - \frac{1}{2} C_0 P^2 \quad (3.12)$$

sendo A_t a área total sob a curva P-CMOD ($A_e + A_p$), calculada por meio de técnicas numéricas, tal como as fórmulas de quadratura de Newton-Cotes), P a carga máxima, ou seja, carga de instabilidade P_C relacionado à fratura frágil por clivagem e C_0 a flexibilidade elástica experimental definida como o inverso da rigidez elástica, dada por $\Delta V/\Delta P$, a qual é definida em termos de CMOD pela seguinte expressão (vide E1820):

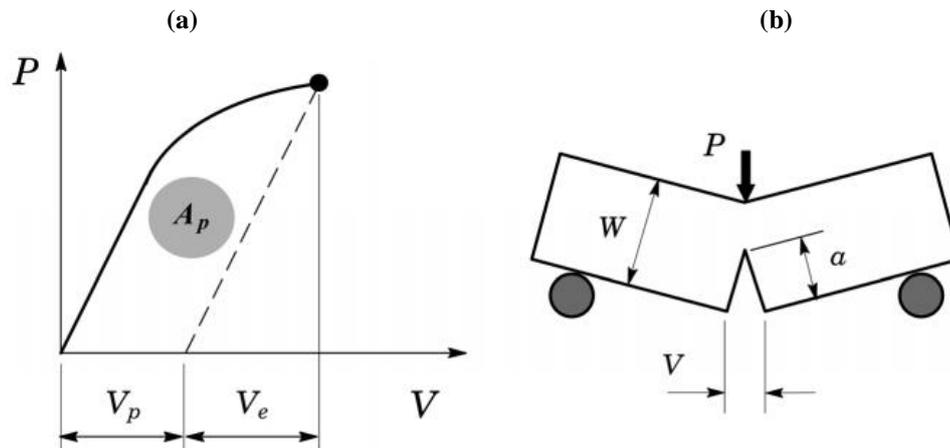
$$C_0 = \frac{6S}{EWB_e} \left(\frac{a_0}{W}\right) \left[0,76 - 2,28\left(\frac{a_0}{W}\right) + 3,87\left(\frac{a_0}{W}\right)^2 - 2,04\left(\frac{a_0}{W}\right)^3 + \frac{0,66}{\left(1 - a_0/W\right)^2}\right] \quad (3.13)$$

em que B_e é a espessura efetiva no caso da presença de *side groove* sendo definida por:

$$B_e = B - (B - B_N)^2/B \quad (3.14)$$

em que B e B_N são a espessura nominal e líquida, respectivamente.

Figura 3.19 – (a) Curva característica de carga versus deslocamento (P - $CMOD$) e (b) representação esquemática da flexão em 3 pontos em um corpo de prova de geometria SE(B)



Fonte: Souza e Ruggieri [56]

Uma vez que a área plástica, A_p , é atribuída à dissipação do trabalho das forças externas na forma de energia de deformação plástica, é empregada a função polinomial do fator plástico η_p , em termos de $CMOD$. Empregando a expressão fornecida pela E1921 pode-se obter o valor do fator- η , em termos de $CMOD$, por meio da seguinte expressão:

$$\eta_{SE(B)}^{CMOD} = 3,667 - 2,199 \left(\frac{a_0}{W} \right) + 0,4376 \left(\frac{a_0}{W} \right)^2 \quad (3.15)$$

sendo válido apenas para o intervalo de $0,05 \leq a/W \leq 0,7$.

3.6.2. AVALIAÇÃO DA DISTRIBUIÇÃO ESTATÍSTICA DOS DADOS DE TENACIDADE À FRATURA

Em razão da natureza probabilística inerente ao processo de falha por fratura frágil transgranular (clivagem) na RTDF, esta seção tem como objetivo realizar um tratamento estatístico dos valores experimentais da integral-J obtidos no ponto de instabilidade (J_C) na RTDF.

O tratamento estatístico visa avaliar se o comportamento dos dados de tenacidade à fratura medidos na RTDF é bem descrito por uma distribuição triparmétrica de Weibull, uma vez que a metodologia da curva mestra é fundamentada nessa distribuição estatística. Esse tratamento é realizado por meio do levantamento das distribuições de probabilidade acumulada

de falha por fratura frágil $F(J_C)$ por meio de dois procedimentos distintos, mas que se complementam.

O primeiro procedimento consiste em determinar a distribuição empírica de (J_C) , sendo representada pela função de distribuição acumulada (*f. d. a*) e representada por $\hat{F}(J_{C_i})$, a partir do estimador não-paramétrico de probabilidade baseado no rank mediano elaborado por Bernard e Bosi-Levenbach [57], o qual é dado por:

$$\hat{F}(J_{C_i}) = \frac{i-0,3}{N+0,4} \quad (3.16)$$

em que i é a posição ordenada de forma crescente de um dado valor experimental (J_{C_i}) contido em uma amostra aleatória de tamanho N . Relacionando cada valor de $\hat{F}(J_{C_i})$ versus J_{C_i} é possível obter o gráfico da distribuição empírica dos valores de J_{C_i} .

O segundo procedimento consiste em levantar uma curva de ajuste baseada na (*f. d. a*) de Weibull triparamétrica de caráter teórica-experimental a fim de descrever o comportamento da distribuição de (J_C) para cada conjunto analisado de acordo com a seguinte equação:

$$F(J_C) = 1 - \exp \left[- \left(\frac{J_C - J_{min}}{J_0 - J_{min}} \right)^{\alpha_J} \right] \quad (3.17)$$

em que J_0 é o parâmetro de escala que representa a tenacidade característica do material associado a uma probabilidade de falha de 63,2%, J_{min} representa a força motriz mínima necessária para promover a fratura (*threshold*), ou seja, para uma força motriz $J \leq J_{min}$ atuante em um determinado corpo de prova não ocorre fratura e α_J o parâmetro de forma que caracteriza o grau da dispersão dos dados experimentais de J_C .

Os valores de α_J e J_{min} são derivados dos seus respectivos valores expressos em unidade do fator de intensidade de tensão elástico-linear K , $MPa\sqrt{m}$, sendo $\alpha_J = 2$ (proveniente de $\alpha_k = 4$) e J_{min} calculado a partir da conversão de K_{min} com base na seguinte expressão:

$$J_{min} = (K_{min})^2 \frac{(1-\nu^2)}{E} \quad (3.18)$$

sendo K_{min} pré-fixado pela E1921 igual a $20 MPa\sqrt{m}$

Uma vez que os valores de α_j e J_{min} são pré-definidos pela E1921, o único parâmetro da distribuição a ser determinado é o parâmetro de escala J_0 . Para se estimar o valor de J_0 é necessário obter ao menos 6 resultados válidos (i.e., tenacidade à fratura governada pelo campo HRR) e o seu valor é determinado por meio do procedimento analítico utilizado pela E1921 que é baseado no método paramétrico da Máxima Verossimilhança (MMV) dado por:

$$\hat{J}_0 = \left[\sum_{i=1}^N \frac{(J_{c_i} - J_{min})^{\alpha_j}}{r} \right]^{\frac{1}{\alpha_j}} + J_{min} \quad (3.19)$$

em que N representa o número total de ensaios e r o número de ensaios cujos resultados são válidos segundo os dois critérios de censura adotados pela E1921. Esses dois critérios de censura estão relacionados a um valor limite de tenacidade à fratura, J_{lim} , e ao rasgamento subcrítico de trinca (Δa_p). O valor de J_{lim} está associado com a dominância do campo HRR durante todo o processo de fratura do material, dado pela seguinte equação:

$$J_{lim} = \frac{b_0 \sigma_{ys}}{M} \quad (3.20)$$

em que b_0 corresponde ao ligamento remanescente ($b_0 = W - a_0$), σ_{ys} é a tensão de escoamento medida na temperatura de ensaio e M é um parâmetro adimensional associado ao limite de deformação cujo valor nominal é igual a 30. Caso $J_{c_i} > J_{lim}$, o valor de J_{c_i} deve ser substituído por J_{lim} para prosseguir com a análise. Já o segundo critério, relacionado ao rasgamento subcrítico de trinca (Δa_p), tem o seu limite (Δa_c) definido pela E1921 como o menor valor entre 1,00 mm e 0,05 ($W - a_0$). Caso o crescimento subcrítico ultrapasse esse valor limite ($\Delta a_p > \Delta a_c$), o valor de tenacidade à fratura deve ser substituído pelo maior valor válido dentro da amostra. Sua averiguação se dá por meio da medição de frente de trinca, discutida na seção seguinte 3.7.

3.7. ANÁLISE FRACTOGRÁFICA E MEDIÇÃO DA FRENTE DE TRINCA

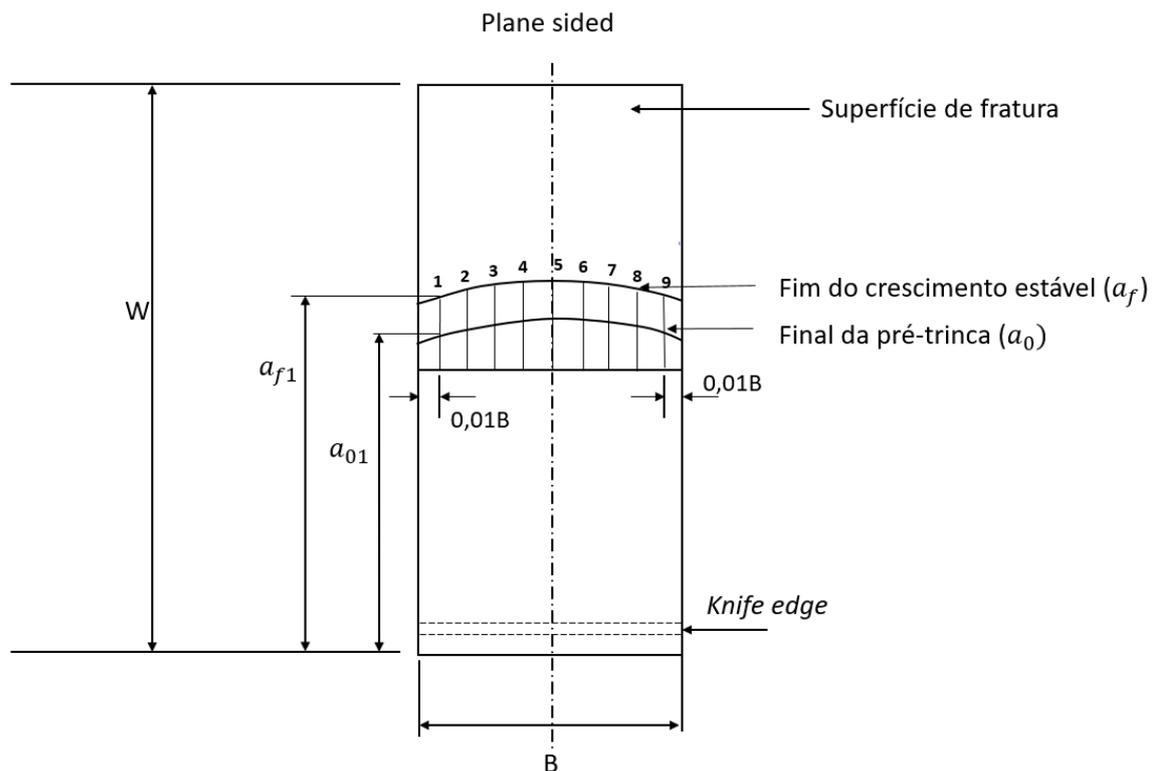
As análises fractográficas dos corpos de prova de tenacidade à fratura têm como finalidade averiguar o real comprimento de trinca inicial, quantificar, caso presente, a extensão do rasgamento dúctil de trinca (macrofractografia) e, por fim, analisar as

características morfológicas da superfície de fratura referentes a corpos de prova que apresentaram ou elevados valores de tenacidade ou um comportamento atípico em sua respectiva curva *P-CMOD* (microfractografia).

No caso da análise microfractográfica, o intuito é verificar se há características morfológicas representativas do processo de fratura frágil por clivagem, uma vez que, a aplicabilidade da curva mestra requer que o processo de fratura seja governado por tensão. Para otimizar as análises microfractográficas, são realizadas análises por microscopia eletrônica de varredura (MEV) apenas nos corpos de prova de maior tenacidade à fratura pertinentes a cada processo/condição de soldagem. Já as análises macrofractográficas são realizadas a partir do uso de uma lupa estereoscópica visando obter o real comprimento inicial de trinca (a_0), e caso presente, a extensão do crescimento estável (subcrítico) da trinca (Δa_p), sendo essa dada pela diferença entre o comprimento final a_f e a_0 real.

O procedimento utilizado para mensurar os valores de a_0 e $\Delta a_p = \Delta a_f - \Delta a_0$ (caso presente) é baseado na técnica dos 9 pontos, Fig. 3.20, conforme procedimento padrão da E1921.

Figura 3.20 – Representação do método dos nove pontos para medição de a_0 e Δa_p



Adaptado de Saxena [20]

O método ilustrado na Figura 3.20 consiste na medição de 9 pontos posicionados de forma equidistantes ao longo da espessura, sendo que as medições dos pontos mais extremos (a_{01} a_{09}) em relação ao centro da frente de pré-trinca devem ser tomados a 1% de B das extremidades laterais (i.e., $x_1 = 0,01B$ e $x_9 = B - 0,01B$). O valor da média dessas duas medições é incorporado no cálculo de a_0 e a_f por meio das seguintes expressões

$$a_0 = \frac{\left(\frac{a_{01}+a_{09}}{2}\right) \sum_{i=2}^8 a_{0i}}{8} \quad (3.21a)$$

$$a_f = \frac{\left(\frac{a_{f1}+a_{f9}}{2}\right) \sum_{i=2}^8 a_{fi}}{8} \quad (3.21b)$$

Uma vez medido o real comprimento de trinca inicial (a_0) para cada corpo de prova, seus respectivos valores são incorporados no cálculo da integral J medida de forma experimental como discutido na seção 3.5.3.2.

3.8. DETERMINAÇÃO DA TEMPERATURA DE REFERÊNCIA E DA CURVA MESTRA

Após o processo do tratamento estatístico dos dados experimentais da integral J obtidos no ponto de instabilidade por clivagem (J_c) na RTDF e apurados que seguem uma distribuição de Weibull triparamétrica como descrito na seção 3.6.2, o próximo passo consiste em determinar a temperatura de referência, T_0 e a curva mestra.

O procedimento utilizado para determinar a temperatura de referência, T_0 , e por conseguinte a curva mestra é o descrito na norma E1921 [24]. Após a determinação dos valores experimentais de J_c , como descrito na seção 3.6.1.2, o próximo passo consiste em convertê-los para seus respectivos valores em termos do fator de intensidade de tensão, K_{Jc} (MPa \sqrt{m}) – por meio da equação 3.22 -, salientando que para essa conversão estar coerente, é necessário que toda a frente de trinca esteja em condições de deformação plana.

$$K_{Jc} = \sqrt{J_c E'} \quad (3.22)$$

em que o módulo de elasticidade em deformação plana é dado por $E' = E/(1 - \nu^2)$, sendo E o módulo de elasticidade em tensão plana e $\nu = 0,3$ é o coeficiente de Poisson do material. Uma vez que o valor experimental do módulo de elasticidade longitudinal, E, obtido por meio do

ensaio de tração é pouco preciso, como alternativa a E1921 fornece uma simples equação para estimar seu valor na temperatura de ensaio:

$$E = 204 - \frac{T}{16} \quad (3.23)$$

em que o termo T é igual a temperatura do ensaio.

Uma vez evidenciada que a distribuição dos dados experimentais de tenacidade à fratura frágil obtidos na RTDF segue a uma distribuição de Weibull tripamétrica, o procedimento para determinar a T_0 e, conseqüentemente a Curva Mestra, se baseia no ajuste dos dados experimentais de K_{Jc} à distribuição de probabilidade acumulada de falha dada pelo modelo de Weibull tripamétrica, conforme a equação seguinte:

$$F(K_{Jc}) = 1 - \exp \left\{ - \left[\frac{K_{Jc} - K_{min}}{K_0 - K_{min}} \right]^{\alpha_k} \right\} \quad (3.24)$$

em que $F(K_{Jc})$ representa a probabilidade acumulada de falha para $K_{Jc} \leq K_{Jc(i)}$, K_0 é a tenacidade característica que representa o parâmetro de escala da distribuição de Weibull e que corresponde a uma probabilidade acumulada de falha de 63,2%. O parâmetro α_k representa o grau de dispersão dos dados de tenacidade à fratura e o seu valor é igual a 4 e, por fim, o K_{min} é igual a $20 \text{ MPa}\sqrt{m}$ [i.e., a probabilidade acumulada de falha para um dado K_{Jc} menor que o K_{min} é igual a 0 ($F(K_{Jc}) = 0$ para $K_{Jc} < K_{min}$).

Uma vez que todo o procedimento para determinar a temperatura de referência T_0 é ancorado em corpos de provas com 1 polegada de espessura, $B_{(1T)} = 25,4 \text{ mm}$, os valores de K_{Jc} obtidos por meio de corpos de prova não padronizados [i.e., $B_{(nT)} \neq B_{(1T)}$], devem ser ajustados para o seu equivalente 1T. O ajuste é realizado por meio do cálculo estatístico da teoria do Elo Mais Fraco (*Weakest Link Model*), a qual leva em consideração os efeitos de espessura do espécime sobre a distribuição estatísticas de tenacidade à fratura, por meio do equilíbrio do volume de material altamente tensionado pela ponta da trinca na clivagem. Então, a conversão de $K_{Jc}^{B(nT)} \rightarrow K_{Jc}^{B(1T)}$ é dado por:

$$K_{Jc(1T)} = 20 + \left[K_{Jc(nT)} - 20 \right] \left[\frac{B_{(nT)}}{B_{(1T)}} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (3.25)$$

em que, $B_{(1T)} = 25$ mm e $K_{Jc(nT)}$ representa valores de tenacidade à fratura obtidos a partir de corpos de prova com $B_{(nT)} \neq B_{(1T)}$.

Dado que os valores de tenacidade à fratura já se encontram devidamente convertidos ($J_c \rightarrow K_{Jc}$) e ajustados ($K_{Jc}^{B(nt)} \rightarrow K_{Jc}^{B(1t)}$) é necessário verificar a validade de tais valores em relação ao modelo de censura adotado pela E1921. A E1921 define dois critérios de validade, sendo um relacionado ao limite de deformação plástica desenvolvida nas imediações da ponta da trinca, $K_{Jc(lim)}$, e o outro relacionado ao rasgamento dúctil da trinca (crescimento subcrítico), Δa_p .

O valor máximo para a força motriz em termos de um fator de intensidade de tensão limite, $K_{Jc(lim)}$, está diretamente relacionado à dimensão dos corpos de prova pelo critério de deformação e é dado pela seguinte expressão:

$$K_{Jc(lim)} = \sqrt{\frac{E b_0 \sigma_{ys}}{M(1-\nu^2)}} \quad (3.26)$$

em que b_0 é o ligamento remanescente, $b_0 = W - a_0$, sendo a_0 o comprimento da trinca inicial medido pela técnica dos 9 pontos; σ_{ys} o limite de resistência ao escoamento na temperatura de ensaio e M um valor adimensional que representa o limite de deformação igual a 30, utilizado para delimitar o nível da deformação plástica desenvolvida na ponta da trinca, assegurando assim, a validade dos valores de K_{Jc} perante ao campo HRR. Com o objetivo de se usar propriedades mecânicas representativas da temperatura de ensaio, o valor da tensão de escoamento é estimado a partir da expressão fornecida pela E1921, a qual é dada por:

$$\sigma_{ys} = \sigma_{ysRT} + \frac{10^5}{(491+1,8T)} - 189 \quad (3.27)$$

sendo σ_{ysRT} limite de resistência ao escoamento a temperatura ambiente em MPa e T a temperatura de ensaio em °C.

Além disso, vale ressaltar, que os limites paramétricos do corpo de prova [i.e., B, W, a_0, b_0] devem possuir medidas o suficiente para garantir uma condição de elevada restrição à frente da trinca (triaxialidade) de forma que os valores de K_{Jc} sejam independentes das dimensões do corpo de prova e, portanto, provenientes de um processo de fratura governado sob condições SSY.

Segundo os critérios de validade da E1921, os espécimes que exibirem valores de K_{Jc} superiores ao valor de $K_{Jc(lim)}$ ou que exibirem um crescimento subcrítico de trinca, Δa_p , superior ao valor limite, Δa_c , esse definido como o menor valor entre $0,05(a_0 - W)$ e 1 mm, devem ser censurados. Caso o espécime seja censurado somente por $K_{Jc(lim)}$, o procedimento de censura envolve a substituição de cada valor censurado, K_{Jc}^{cens} , pelo respectivo valor de $K_{Jc(lim)}$. Em contrapartida, caso o espécime seja censurado apenas por apresentar $\Delta a_p > \Delta a_c$, o procedimento envolve a substituição do valor de $K_{Jc\Delta Ap}^{cens}$ pelo maior valor de K_{Jc} (K_{Jc}^{maior}) na amostra que corresponda a um valor subcrítico de trinca $\Delta a_p < \Delta a_c$. E, por fim, caso o valor de K_{Jc} venha a ser censurado por violar ambos os critérios de validade, o valor de K_{Jc} que deve ser adotado é o menor valor dentre o $K_{Jc(lim)}$ e K_{Jc}^{maior} , que, neste caso, refere-se ao K_{Jc}^{maior} uma vez que, esse valor por si só já é igual ou inferior ao valor de $K_{Jc(lim)}$.

Visto que os valores de tenacidade já se encontram convertidos, $J_c \rightarrow K_{Jc}$, ajustados pelo efeito de espessura $K_{Jc}^{B(nt)} \rightarrow K_{Jc}^{B(1t)}$ e validados pelos critérios de censura, como descrito anteriormente, a próxima etapa consiste em estimar a tenacidade característica do material. O parâmetro de escala, K_0 , obtido a partir do procedimento de inferência estatística pelo MMV, que corresponde a uma probabilidade acumulada de falha de 63,2%, para ensaios a uma única temperatura é determinado por:

$$K_0 = \left\{ \frac{\sum_{i=1}^N [K_{Jc(i)} - K_{min}]^{\alpha_k}}{r} \right\}^{\frac{1}{\alpha_k}} + K_{min} \quad (3.28)$$

em que $K_{Jc(i)}$ representa cada valor experimental obtido a uma dada temperatura de ensaio, o parâmetro de forma $\alpha_k=4$ e valor que representa o limiar da força motriz, $K_{min} = 20MPa\sqrt{m}$. Já a variável N representa o número total de ensaios realizados e r o total de ensaios não censurados de acordo com os critérios imposto pela E1921.

Dado que a mediana de uma determinada distribuição de dados corresponde a 50% de probabilidade de falha, é possível obter o valor de $K_{Jc(med)}$ a partir da Equação 3.23 ao considerar $F(K_{Jc}) = FK_{Jc(med)} = 0,5$.

Para determinar a mediana da distribuição dos dados de $K_{Jc(i)}$, $K_{Jc(med)}$, tem-se

$$K_{Jc(med)} = [\ln(2)]^{\frac{1}{4}}(K_0 - K_{min}) + K_{min} \quad (3.29)$$

Depois de determinado o valor de $K_{Jc(med)}$, a expressão utilizada para determinar o valor da temperatura de referência na RTDF, T_0 , para ensaios realizados na mesma temperatura, é a fornecida pela E1921.

$$T_0 = T - \left(\frac{1}{0,019}\right) \ln \left[\frac{K_{Jc(med)}^{-30}}{70} \right] \quad (3.30)$$

em que T_0 é a temperatura na qual o valor mediano dos dados de tenacidade à fratura para corpos de prova 1T, $K_{Jc(med)}$, é igual a $100 \text{ MPa}\sqrt{m}$ e T a temperatura de ensaio em °C.

E por fim, com um simples rearranjo da equação 3.29, é possível estimar o comportamento dos dados de tenacidade à fratura das juntas soldadas obtidos na RTDF a partir da variação de $K_{Jc(med)}$ em função da temperatura conforme a seguinte expressão

$$K_{Jc(med)} = 30 + 70 \exp [0,019(T - T_0)] \quad (3.31)$$

A partir da Eq. 3.30 torna-se possível então, avaliar o comportamento da tenacidade à fratura mediana para qualquer temperatura. Essa equação é a que constitui a conhecida Curva Mestre.

É importante ressaltar que para a T_0 ser considerada válida são necessários ao menos seis resultados válidos provenientes de corpos de prova ensaiados em uma determinada faixa de temperatura ($-50 \text{ }^\circ\text{C} < T - T_0 < 50 \text{ }^\circ\text{C}$). Esse range de temperatura visa assegurar a dependência da tenacidade à fratura em função da temperatura aliada ao micromecanismo de fratura governado pela estatística do elo mais fraco. Esse intervalo de temperatura junto com o $K_{Jc(lim)}$ são os parâmetros que delimitam a janela de validade dos resultados de $K_{Jc(i)}$.

3.9. CORRELAÇÃO ENERGIA CHARPY-TENACIDADE À FRATURA NA RTDF

Em razão dos argumentos citados na seção 2.5, essa parte do trabalho avalia a aplicabilidade de correlações indiretas associadas à temperatura de referência ($T_{E_{CVN}} + C \rightarrow T_0 \rightarrow K_{Jc(med)}$), as quais são majoritariamente aplicadas em materiais homogêneos, em juntas soldadas de aços ferríticos (metal de solda - material heterogêneo).

Dentre as correlações aplicadas, duas delas são amplamente utilizadas e presentes na E1921 [24], uma dada pela API 579 [6] e uma proposta por Sreenivasan [49]. Por fim, a partir da observação dos resultados obtidos por meio de tais correlações, são sugeridos ajustes nas atuais correlações de modo a fornecer valores mais acurados de T_0 e conseqüentemente medidas mais confiáveis $K_{Jc(med)}$.

Em relação às expressões fornecidas pela E1921, as estimativas da temperatura de referência (T_0) a partir dos dados de tenacidade ao impacto Charpy-V, são feitas a partir das seguintes correlações:[24]

$$T_{0(28J)} = T_{28J} - 18 \quad (3.32a)$$

$$T_{0(41J)} = T_{41J} - 24 \quad (3.32b)$$

em que $T_{0(28J)}$ e $T_{0(41J)}$ são expressas em °C. Vale ressaltar que as constantes apresentadas na equação 3.31 são associadas a uma espessura de 25,4 mm (1T).

Já a correlação fornecida pela API579, originalmente proposta por Wallin [48], a qual incorpora a tensão de escoamento a temperatura ambiente e o patamar superior de energia Charpy-V, é dada pela seguinte equação:

$$T_{0(API579)} = T_{28J} - 77 + \frac{\sigma_{ys-RT}}{12} + \frac{1000}{C_{V-US}} \quad (3.33)$$

em que σ_{ys-RT} é o valor da tensão de escoamento a temperatura ambiente, e T_{28J} e C_{V-US} a temperatura de transição de referência associada a temperatura de 28J na curva de energia Charpy-V e seu patamar superior, respectivamente. Todavia, é importante ressaltar que o parâmetro C_{V-US} pode ser definido simplesmente como a média dos valores de energia obtidos experimentalmente no patamar superior ou por meio de expressões analíticas presentes na API 579.

E, por fim, uma última correlação, proposta por Sreenivasan [49], a qual incorpora o valor correspondente da temperatura de transição associada a uma energia Charpy de 41J juntamente com o valor do limite de escoamento é dada por:

$$T_{0(IGC-Sreenivasan)} = \frac{-21,579 + \tau_{IGC}}{0,8498 - 0,0033\tau_{IGC}} \quad (3.34a)$$

em que o parâmetro τ_{IGC} é dado por:

$$\tau_{IGC} = \frac{\sigma_{ys-T41J}}{\sigma_{ys-RT}} T_{41J} \quad (3.34b)$$

em que $\sigma_{ys-T41J}$ e σ_{ys-RT} correspondem a tensão de escoamento do material a temperatura associada ao valor de energia Charpy de 41J e a temperatura ambiente, respectivamente.

Uma vez estimado o valor de T_0 a partir das correlações mencionadas, é determinado o valor de $K_{J_c(med)}$ a partir da expressão da curva mestra, a qual é dada pela seguinte expressão:

$$K_{J_c(med)} = 30 + 70 \exp[0,019(T - T_0)] \quad (3.35)$$

em que T_0 e $K_{J_c(med)}$ correspondem a temperatura de referência e valores medianos de tenacidade à fratura ambos estimados por meio das equações 3.31-3.33, respectivamente.

Uma vez estimado os valores de T_0 e $K_{J_c(med)}$ por meio das correlações apresentadas, em seguida é realizada uma análise comparativa com os valores obtidos via metodologia da curva mestra. Essa análise permite inferir a acurácia de tais correlações aplicadas em juntas soldadas e por conseguinte auxiliar na proposta de correlação que forneça valores medianos mais representativos da tenacidade à fratura.

4. RESULTADOS EXPERIMENTAIS E DISCUSSÕES

Além da caracterização da composição química, propriedades mecânicas e tratamento estatísticos dos valores de tenacidade à fratura frágil por clivagem da junta soldada *SMAW*, dados adicionais da junta *FCAW* obtidos por BIANCHI et al [58] e metal de base (ASTM A572 Gr. 50) oriundos do trabalho de Barbosa e Ruggieri [59] são incorporados no trabalho a fim de se realizar uma análise complementar.

4.1. DETERMINAÇÃO DA COMPOSIÇÃO QUÍMICA

A composição química do metal de base e suas juntas soldadas (*SMAW* e *FCAW*) são indicados na tabela 1.

Tabela 4.1 – Composição química (% em massa) do aço estrutural ASTM A572 Grau 50 e suas juntas soldadas *SMAW* e *FCAW*

Material	C	Mn	Si	Nb	V	Ti	Cr	Ni	Mo
A572 Gr50	0,13	1,34	0,14	0,029	0,003	0,015	0,02	0,008	0,005
A572 Gr50 [59]	0,17	1,45	0,27	0,035	0,004	0,031	0,02	0,008	0,001
<i>SMAW</i>	0,06	1,56	0,56	0,004	0,008	0,009	0,07	0,020	0,020
<i>FCAW</i> [58]	0,03	1,55	0,60	0,016	0,015	0,062	0,03	0,016	0,002

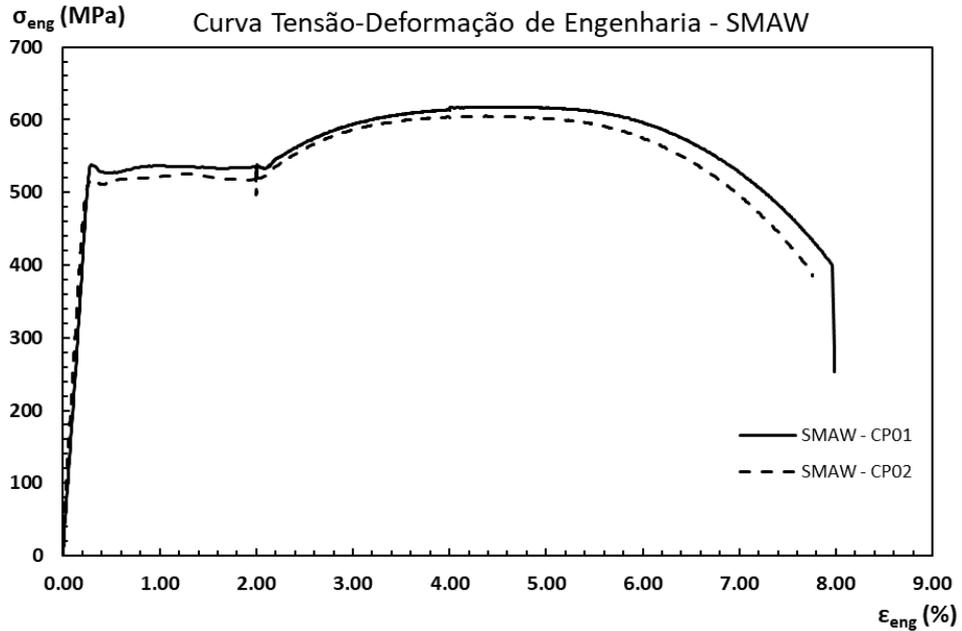
Embora o metal de base utilizado por Barbosa e Ruggieri [59] provém de uma outra corrida, é possível observar que ambos os aços possuem composições químicas bem similares.

4.2. DETERMINAÇÃO DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DE TRAÇÃO

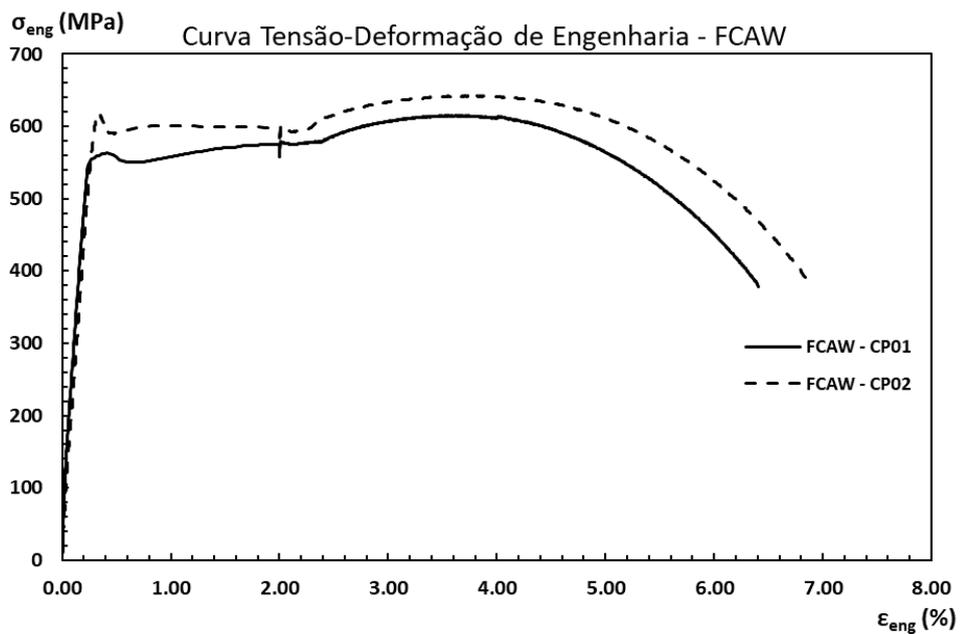
As propriedades mecânicas do metal de base são provenientes do certificado do fabricante e do trabalho realizado por Barbosa e Ruggieri [59], enquanto que para as juntas soldadas, dois ensaios para cada processo a temperatura ambiente (20 °C) fornecem as curvas tensão-deformação de engenharia apresentadas na Figura 4.1.

Figura 4.1 - Curvas tensão-deformação de engenharia das juntas soldadas SMAW (a) e FCAW [58] (b) obtidas na temperatura ambiente ($T_{amb} = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$).

(a)



(b)



A partir da análise das curvas tensão-deformação, são determinadas propriedades mecânicas das juntas soldadas conforme demonstradas na Tabela 4.2

Tabela 4.2 – Propriedades mecânicas do metal de base ASTM A572 Gr.50 e suas juntas soldadas (SMAW e FCAW)

Material	σ_{ys} (MPa)	σ_{uts} (MPa)	σ_{uts}/σ_{ys}	n
SMAW	519	611	1.2	15
FCAW [58]	576	628	1.1	24
A572 Gr.50*	426	543	1.3	11
A572 Gr50 [59]	376	555	1.5	8

*Valores correspondentes/de acordo com as especificações do certificado de inspeção do fabricante

Os valores do limite de escoamento (σ_{ys}) e à tração (σ_{uts}) para as juntas soldadas são determinados a partir do cálculo da média dos seus respectivos valores provenientes das duas curvas tensão-deformação (Fig. 4.1 a e b). O valor do coeficiente de encruamento é determinado a partir do procedimento do anexo 2E da API 579. É importante ressaltar que pelo modo que a expressão da API 579 fornece o valor de n_{RO} , tal valor resulta em um n_{RO} inferior a 1, correspondendo assim ao inverso do expoente de Ramberg-Osgood (i.e., $n = 1/n_{RO}$). É possível observar a partir da relação σ_{uts}/σ_{ys} e dos coeficientes de encruamento que ambas as juntas possuem uma baixa capacidade de encruamento, particularmente a junta FCAW, enquanto o metal de base apresenta uma capacidade de encruamento relativamente maior. Além disso, em relação à dissimilaridade mecânica (*weld mismatch*, $\sigma_{ys}^{WM}/\sigma_{ys}^{BM}$, em que σ_{ys}^{WM} representa o limite de resistência ao escoamento do metal de solda e σ_{ys}^{BM} do metal de base) das juntas SMAW e FCAW, ambas apresentam um nível de *overmatch* de 22 e 35%, respectivamente. Embora a capacidade de encruamento e o nível de *mis-match* dos materiais possam ter certa influência nos resultados finais – e que tal análise foge do escopo do trabalho –, tais comentários são descritos a fim de simplesmente auxiliar em estudos futuros.

Para o cálculo dos valores de tenacidade à fratura frágil por clivagem (componente elástica da integral-J) e definição do critério de censura relacionado ao seu valor limite (J_{lim}) é necessário obter valores do limite de resistência ao escoamento e módulo de elasticidade representativos da temperatura de ensaio. A tabela 4.3 indica os valores do limite de resistência ao escoamento (σ_{ys}) e módulo de elasticidade (E) determinados a partir das Equações 3.0 e 3.1, respectivamente.

Tabela 4.3 – Valores do limite de resistência ao escoamento e módulo de elasticidade ajustados a temperatura de ensaio de acordo com as Equações 3.0 e 3.1.

Material	T_{ens} (°C)	$\sigma_{ys} - T_{ens}$ (MPa)	E (GPa)
SMAW	-70	604	208
FCAW [58]	-70	661	208
A572 Gr.50*	n.a.*	n.a.*	n.a.*
A572 Gr50 [59]	-20	407	205

*Parâmetros não empregados.

4.3. DETERMINAÇÃO DA TENACIDADE AO ENTALHE EM V POR IMPACTO CHARPY.

Os resultados obtidos pelos ensaios de tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy-V para o metal de base e suas juntas soldadas (metais de solda *SMAW*, *SMAW-PWHT* e *FCAW* [58], e metal de base [59]) – vide Figuras 4.2,4.5 – são apresentados nesta seção. Em seguida, a determinação dos coeficientes da curva de ajuste da função tangente hiperbólica é feita a partir da manipulação dos valores de energia Charpy-V (E_{CVN}) provenientes de cada material, seguindo o procedimento descrito na seção 3.5.2. Uma vez determinado os coeficientes de cada material, suas curvas de energia Charpy-V são levantadas a fim de se obter uma melhor visualização do comportamento de cada material.

Com o intuito de se realizar uma análise comparativa entre os materiais, um novo gráfico é levantando a partir da sobreposição das quatro curvas de energia Charpy-V e, em seguida, os coeficientes representativos de cada material são dispostos na Tabela 4.8. A fim de auxiliar nas estimativas de valores medianos de tenacidade à fratura por meio das correlações indiretas ($T_{E_{CVN}} + C \rightarrow T_0 \rightarrow K_{Jc(med)}$), discutidas na seção 4.8, os valores representativos do patamar superior de energia são apresentados também na Tabela 4.8.

Para a junta *SMAW*, os valores de energia Charpy-V são apresentados na Tabela 4.4.

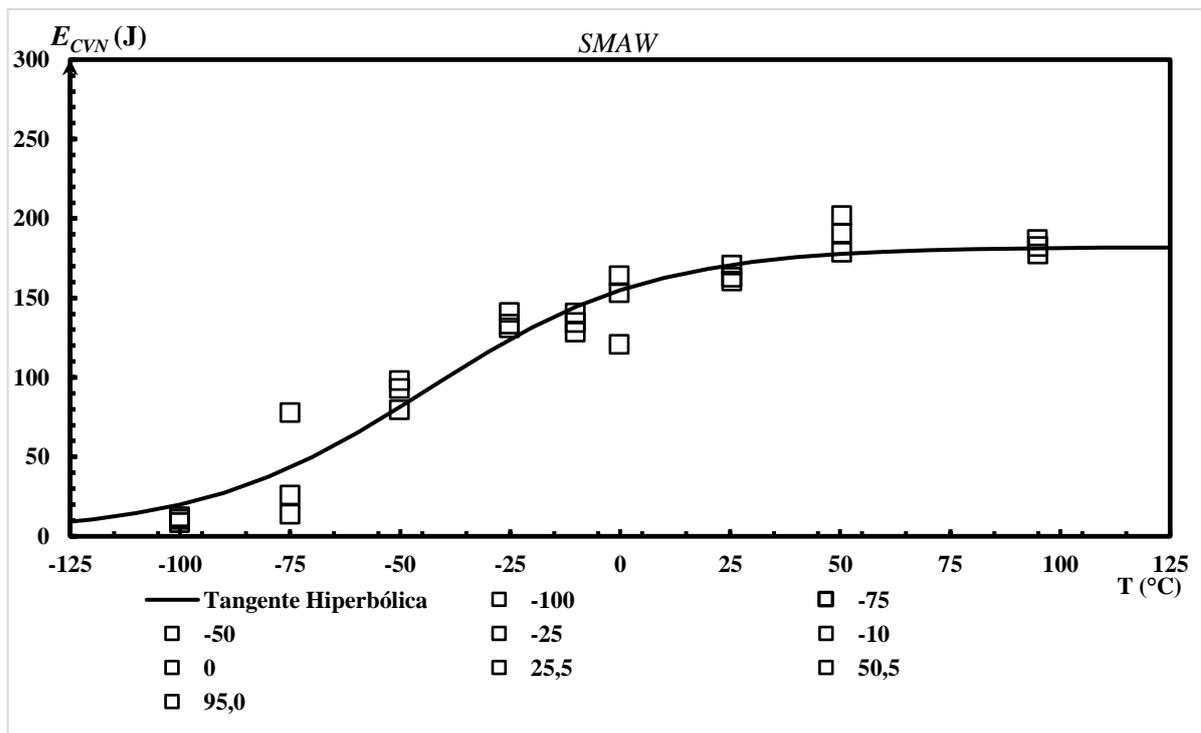
Tabela 4.4 – Valores da tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy da junta soldada SMAW

T (°C)	E_{CVN} (J)			\bar{E}_{CVN} (J)	$\sigma(\bar{E}_{CVN})$ (J)	E_{CVN}^{tanh} (J)	Erro (%)
-	Medida 1	Medida 2	Medida 3	Média	Desvio Padrão	Estimado	Relativo
-100	12,23	8,55	10,34	10,38	1,84	20,05	93,26
-75	13,76	77,57	25,79	39,04	33,9	43,20	10,64
-50	79,42	97,77	92,71	89,97	9,48	81,46	9,45
-25	133,23	140,74	130,99	134,99	5,11	124,03	8,11
-10	140,46	134,26	128,28	134,33	6,09	144,43	7,51
0	120,73	153,09	163,95	145,92	22,48	154,78	6,07
25,5	162,72	160,55	170,38	164,55	5,16	170,96	3,89
50,5	190,57	201,63	178,5	190,23	11,57	177,74	6,56
95,0	186,52	182,18	177,56	182,09	4,48	181,31	0,42

sendo sua função tangente hiperbólica representada pela seguinte equação:

$$E_{CVN} = 92 + 90 \tanh\left(\frac{T + 44}{51}\right) \quad (4.1)$$

em que E_{CVN} é a energia absorvida expressa em J e T a temperatura de ensaio em °C.

Figura 4.2 – Curva de energia Charpy-V da junta SMAW

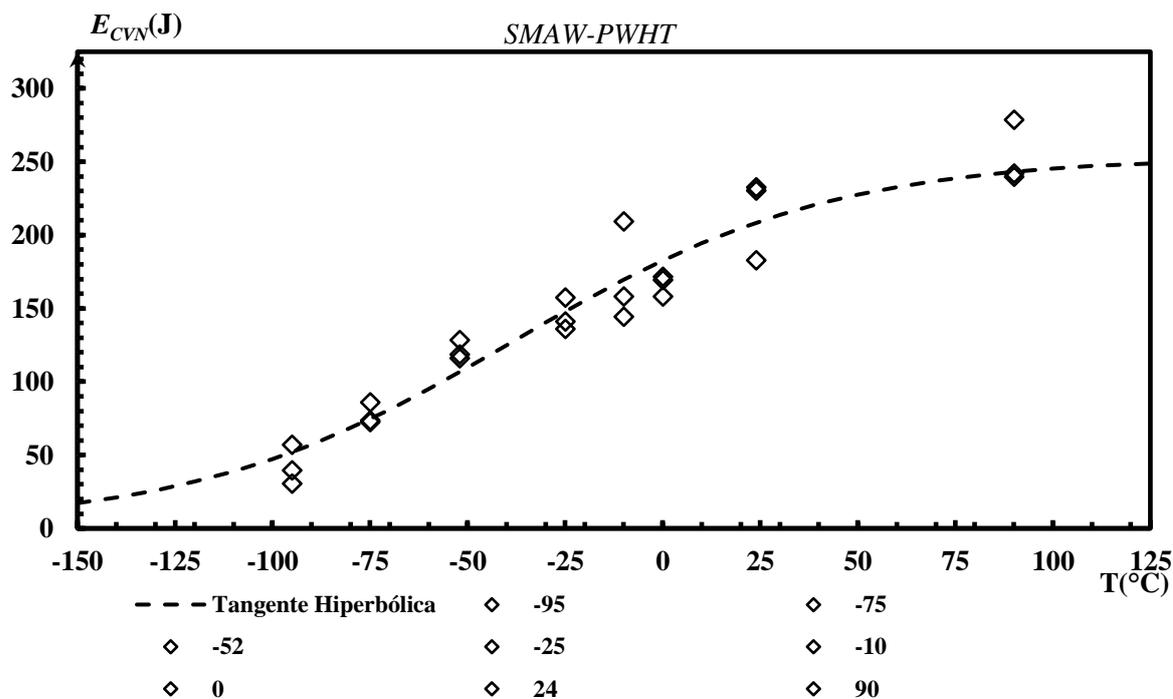
Já para a junta *SMAW-PWHT*, os dados são apresentados na Tabela 4.5.

Tabela 4.5 - Valores da tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy da junta soldada SMAW-PWHT

T (°C)	E_{CVN} (J)			\bar{E}_{CVN} (J)	$\sigma(\bar{E}_{CVN})$ (J)	E_{CVN}^{tanh} (J)	Erro (%)
-	Medida 1	Medida 2	Medida 3	Média	Desvio Padrão	Estimado	Relativo
-95,0	39,89	57,05	30,60	42,52	13,42	52,05	22,43
-75,0	72,49	85,81	73,54	77,28	7,40	74,59	3,47
-52,0	128,46	118,41	116,10	120,99	6,57	106,70	11,80
-25,0	141,12	157,34	136,04	144,83	11,12	147,94	2,15
-10,0	209,00	158,00	144,32	170,47	34,14	169,58	0,51
0	171,42	158,00	169,25	166,22	7,20	182,69	9,90
24,0	230,37	232,46	182,84	215,22	28,06	208,54	3,10
90,0	241,76	239,88	278,66	253,43	21,87	243,05	4,09

em que sua função tangente hiperbólica resultante é:

$$E_{CVN} = 128 + 126 \tanh\left(\frac{T + 38}{81}\right) \quad (4.2)$$

Figura 4.3 - Curva de energia Charpy-V da junta SMAW-PWHT

Em relação a junta FCAW [58], os dados são apresentados na Tabela 4.6.

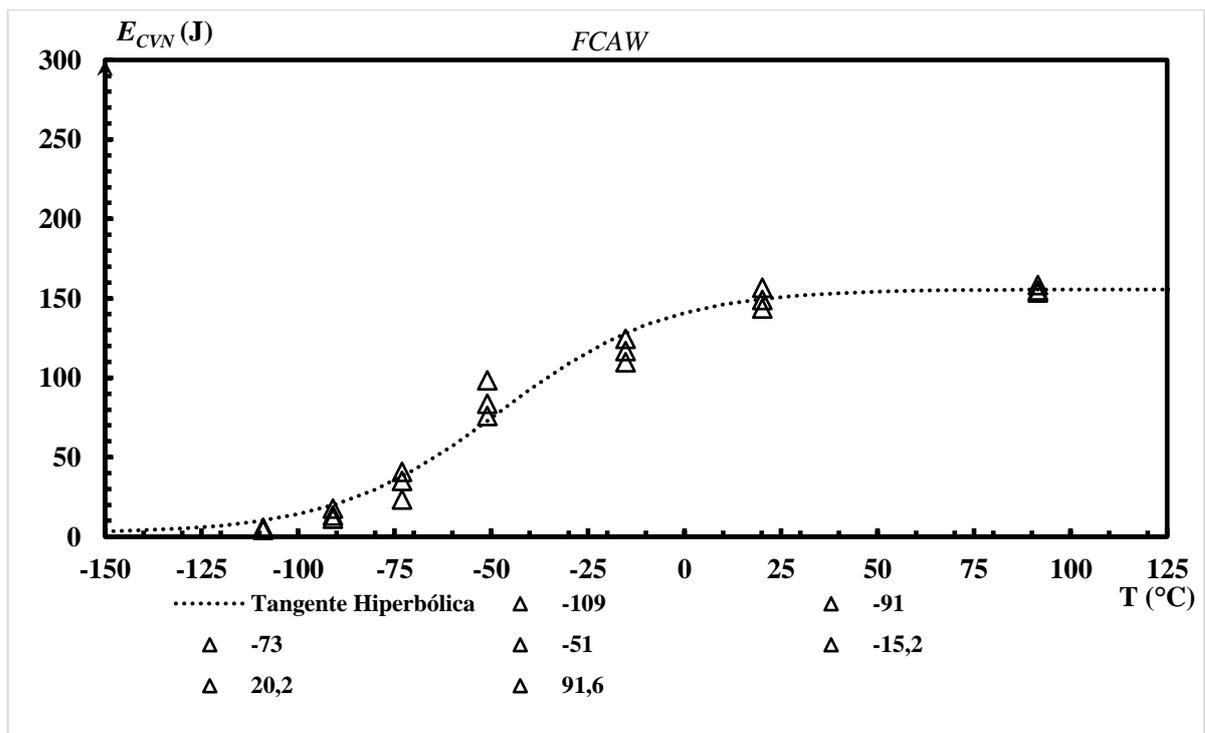
Tabela 4.6 - Valores da tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy da junta soldada FCAW [58]

T (°C)	E_{CVN} (J)			\bar{E}_{CVN} (J)	$\sigma(\bar{E}_{CVN})$ (J)	E_{CVN}^{tanh} (J)	Erro (%)
-	Medida 1	Medida 2	Medida 3	Média	Desvio Padrão	Estimado	Relativo
-105	10,06	29,20	21,36	20,21	9,62	24,5	21,21
-85	27,18	49,12	45,5	40,60	11,76	39,20	3,42
-50	84,39	76,09	102,14	87,54	13,31	79,29	9,42
-24	106,62	91,73	112,41	103,59	10,67	113,72	9,78
0	133,24	138,03	150,64	140,64	8,99	140,46	0,12
17,5	156,12	171,34	149,23	158,90	11,31	154,77	2,59
95,0	180,69	174,17	189,83	181,56	7,87	178,55	1,65

sendo sua função tangente hiperbólica dada por:

$$E_{CVN} = 79 + 77 \tanh\left(\frac{T + 48}{43}\right) \quad (4.2)$$

em que E_{CVN} é a energia absorvida expressa em J e T a temperatura de ensaio expressa em °C.

Figura 4.4 – Curva de energia Charpy-V da junta soldada FCAW [58]

Para o metal de base, os dados de energia Charpy-V são apresentados na Tabela 4.7.

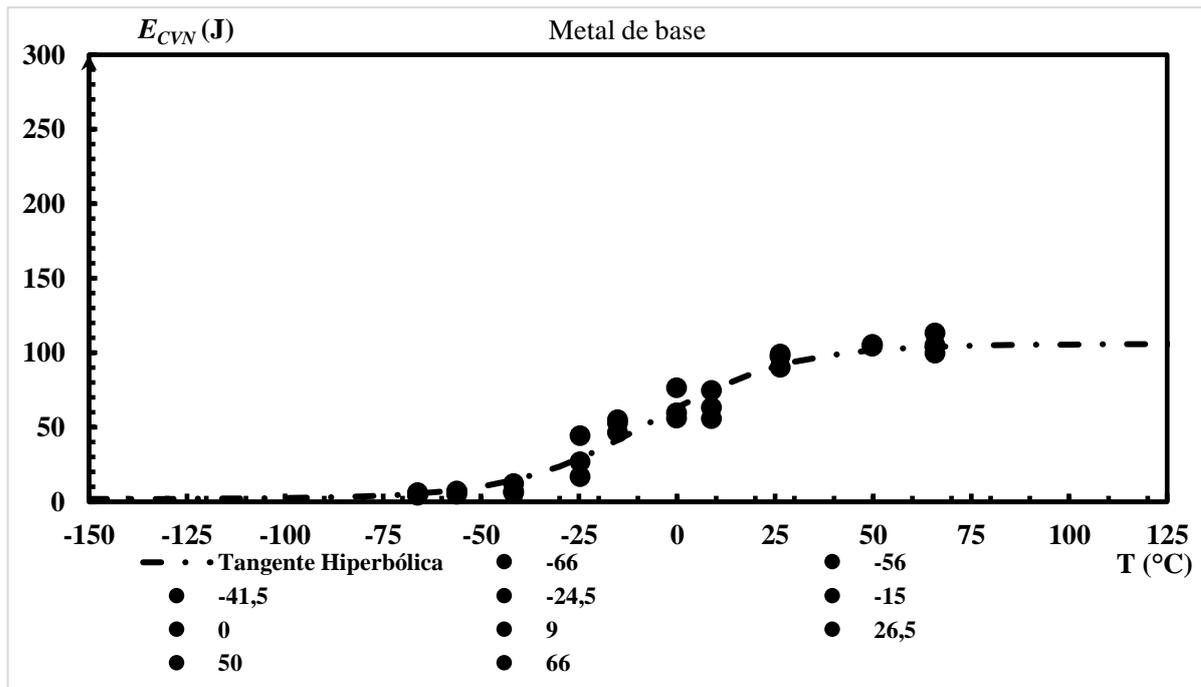
Tabela 4.7 - Valores da tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy do aço ASTM A572 Grau 50 [59]

T (°C)	E_{CVN} (J)			\bar{E}_{CVN} (J)	$\sigma(\bar{E}_{CVN})$ (J)	E_{CVN}^{tanh} (J)	Erro (%)
-	Medida 1	Medida 2	Medida 3	Média	Desvio Padrão	Estimado	Relativo
-66	4,71	4,36	6,19	5,10	0,97	5,46	7,16
-56	4,92	6,97	5,98	5,97	1,03	7,93	33,04
-41,5	6,76	6,04	12,08	8,30	3,30	14,55	75,39
-24,5	44,17	16,71	26,63	29,18	13,91	29,45	0,94
-15,0	46,30	52,67	55,02	51,33	4,51	41,5	19,10
0	55,94	59,57	76,32	63,95	10,87	63,18	1,19
9	63,24	74,48	55,60	64,44	9,50	75,17	16,64
26,5	97,39	99,02	90,08	95,50	4,76	91,84	3,82
50	105,13	104,21	105,31	104,88	0,59	101,74	2,99
66	113,12	99,56	104,94	105,88	6,82	104,16	1,61

sendo sua função tangente hiperbólica dada por:

$$E_{CVN} = 53,94 + 51,94 \tanh\left(\frac{T + 6,37}{35,40}\right) \quad (4.3)$$

em que E_{CVN} é a energia absorvida expressa em J e T a temperatura de ensaio expressa em °C.

Figura 4.5 – Curva de energia Charpy-V do aço ASTM A572 Grau 50 [59]

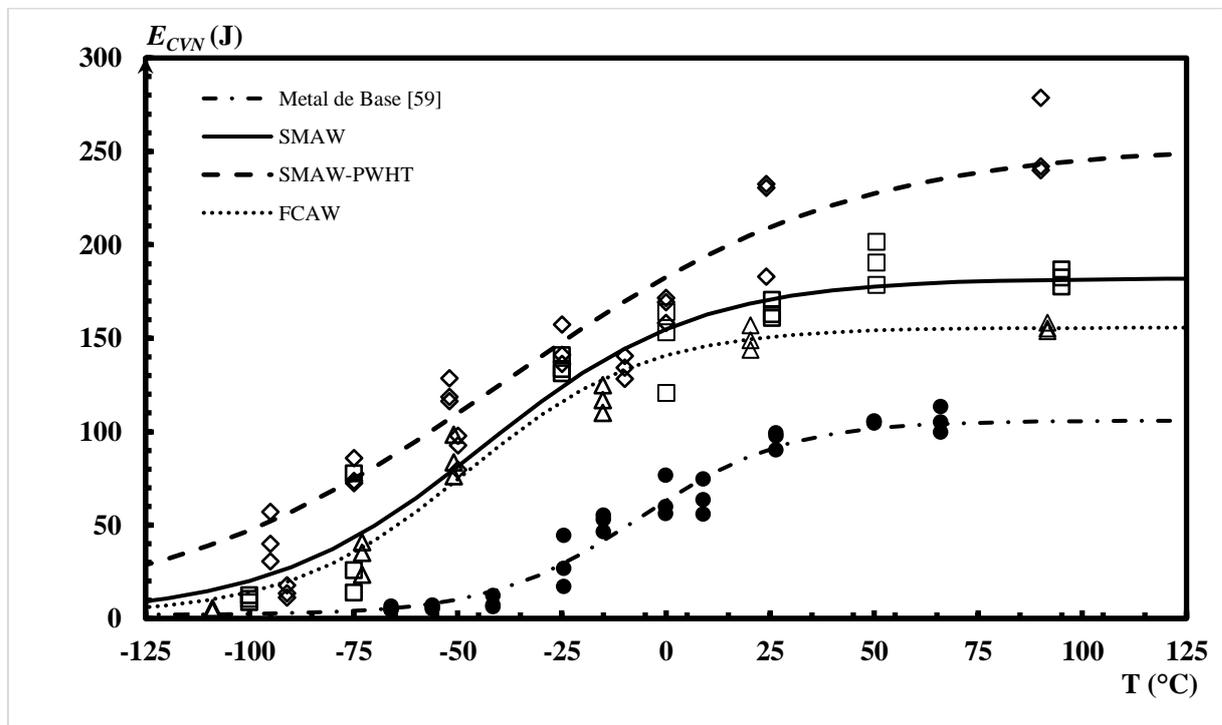
Com o objetivo de se realizar uma análise comparativa entre o comportamento dos materiais apresentados, os valores dos coeficientes referentes a cada material são dispostos na

Tabela 4.8 e um novo gráfico é elaborado a partir da sobreposição das curvas de energia Charpy-V respectivas de cada material, vide Figura 4.6.

Tabela 4.8 – Coeficientes do ajuste da tangente hiperbólica resultantes de cada material (metais de solda SMAW, SMAW-PWHT e FCAW, e metal de base)

Material	A	B	C	D	Cv-us
	(J)	(J)	(J)	(J)	
SMAW	92	90	51	-44	182
SMAW-PWHT	128	126	81	-38	253
FCAW [58]	79	77	43	-48	156
BM [59]	54	52	35	-6	106

Figura 4.6 – Curva de energia Charpy do metal de base e suas juntas soldadas.



Analisando as curvas de energia Charpy-V pode-se observar, além do aumento da energia absorvida com o aumento gradativo da temperatura - em que as juntas soldadas, com destaque para a junta com tratamento térmico, apresentaram uma tenacidade maior em relação ao metal de base -, uma região intermediária de elevada dispersão dos dados semelhante para todos materiais ($-75 < T < -20$ °C), indicando assim que tanto o metal de base quanto suas

juntas soldadas apresentam uma forte sensibilidade à variação da temperatura. Esse comportamento é típico dos materiais que apresentam uma estrutura cristalina do tipo CCC, a qual é típica de aços ferríticos, tais como os empregados neste estudo (metal de base e suas juntas soldadas). Um outro ponto a se observar é em relação aos efeitos do tratamento térmico de alívio de tensão sobre a junta *SMAW*, em que é possível observar que a sua curva sofre um deslocamento pra cima, indicando assim um aumento da tenacidade.

Por meio da curva de energia Charpy-V é possível obter estimativas de temperaturas iniciais viáveis para os ensaios de tenacidade à fratura, discutido em detalhe nas próximas seções. A E1921, por exemplo, fornece tal estimativa a partir da temperatura associada a uma energia específica, sendo essa 28 ou 41J, somada a uma constante (vide tabela 3.2)

A Tabela 4.9 fornece as estimativas iniciais de temperatura para os ensaios de tenacidade à fratura para o metal de base e suas juntas soldadas.

Tabela 4.9 – Estimativas iniciais viáveis de temperatura para ensaios de tenacidade à fratura

Material	T_{28J} (°C)	T_{41J} (°C)	$T_{0,28J} = T_{28J} - 18$ (°C)	$T_{0,41J} = T_{41J} - 24$ (°C)
<i>SMAW</i>	-89	-77	-107	-101
<i>SMAW-PWHT</i>	-126	-107	-144	-131
<i>FCAW</i> [58]	-81	-71	-99	-95
BM [59]	-26	-15	-44	-39

É importante ressaltar que embora tais correlações apresentem grande interesse prático devido a sua simplicidade, as temperaturas obtidas podem não representar de forma precisa a região de interesse (i.e., região inferior de transição dúctil-frágil). Uma razão se dá pelo próprio erro relativo da curva de ajuste da função tangente hiperbólica, em que a própria dispersão dos dados na RTDF perturba o procedimento para a determinação dos coeficientes da equação, resultando em uma temperatura não relativa à energia específica. Já uma segunda razão se dá pelas características do material, cujas correlações entre as medidas de tenacidade Charpy-V e temperatura de referência são provenientes majoritariamente de aços de vasos de pressão, o que pode limitar a sua aplicabilidade a outros tipos de aços, incluindo suas juntas soldadas (i.e., material heterogêneo). Vale ressaltar que [Scarabeli] [16] ao adotar $T_{0,28J} (\cong -40^{\circ}C)$ como temperatura inicial para os ensaios de tenacidade à fratura de um aço estrutural ferrítico ASTM

A572, constatou que tal temperatura era mais representativa do patamar inferior de energia do que propriamente da região de transição dúctil-frágil.

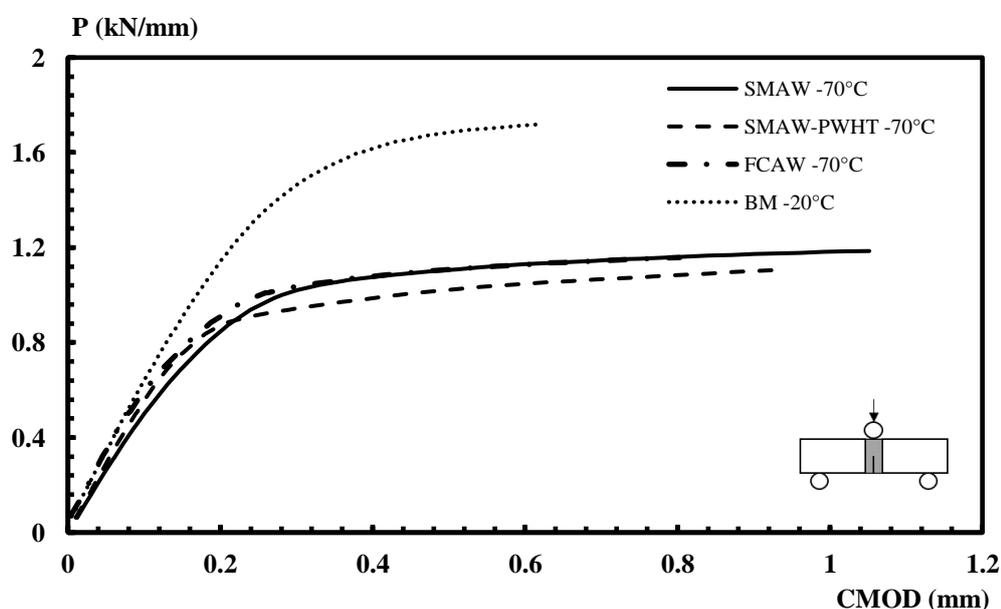
4.4. ANÁLISE DAS CURVAS EXPERIMENTAIS P-CMOD

A partir da determinação das curvas experimentais *P-CMOD* por meio dos ensaios de tenacidade à fratura frágil, J_C , conforme o procedimento descrito na seção 3.6.1.1, os parâmetros chaves para o cálculo da integral J no ponto de instabilidade (J_c) são apresentados a seguir.

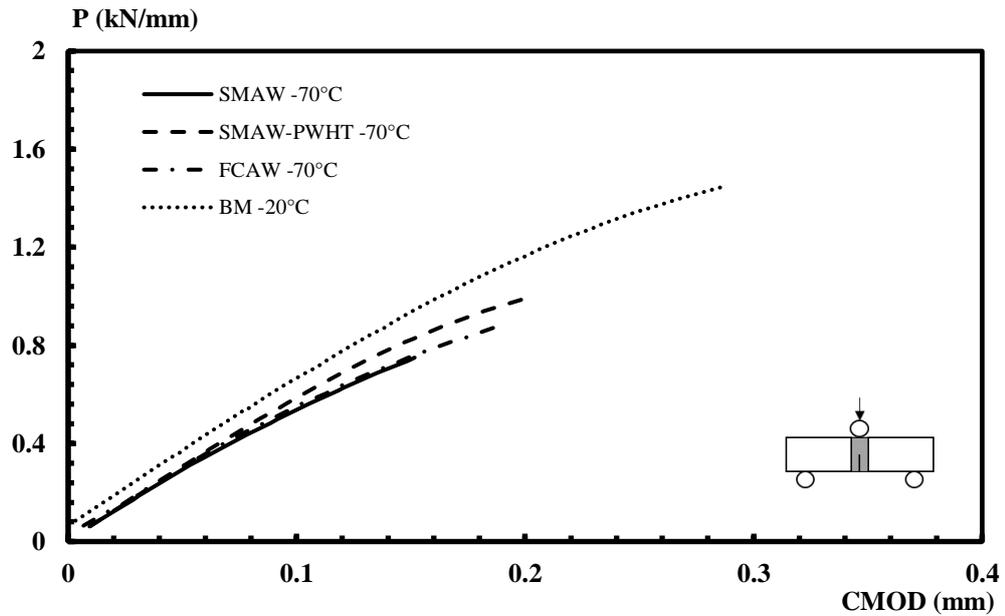
Além das curvas provenientes das juntas soldadas (*SMAW*, *SMAW-PWHT*, *FCAW* [58]), a curva referente ao metal de base reportado por B&R [59] são demonstradas também com o intuito de se verificar os efeitos dos processos de soldagem sobre o seu comportamento. Em razão dos corpos de prova ensaiados por B&R apresentarem uma espessura de 25 mm, enquanto as juntas soldadas apresentam uma espessura de 20 mm, os valores da carga (P) das curvas *P-CMOD* são normalizados pela espessura. Além disso, vale ressaltar, que seus ensaios foram realizados em temperatura superior as das juntas aqui estudadas (-20°C versus -70°C), onde ambas correspondem às suas respectivas partes inferior da região de transição dúctil-frágil. As razões pela escolha de -70°C como a temperatura de ensaio para as juntas são comentadas na próxima seção. As curvas *P-CMOD* apresentadas na Figura 4.7, correspondem respectivamente as curvas associadas aos maiores e menores valores de J_C para cada material.

Figura 4.7 – Curvas *P-CMOD* experimentais referentes aos maiores (a) e menores (b) valores de J_C para o metal de base e suas juntas soldadas

(a)

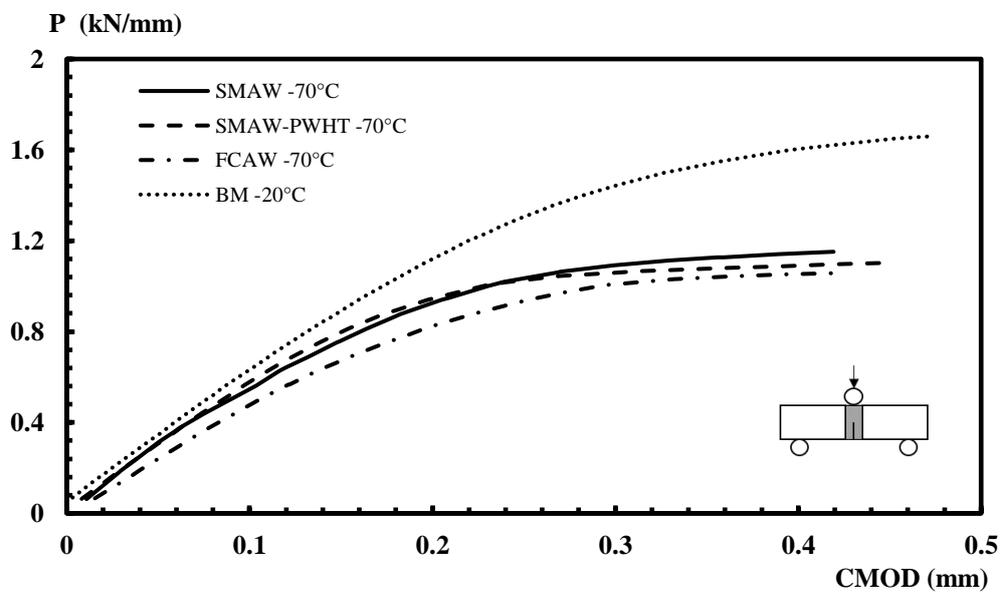


(b)



Já as curvas apresentadas na Figura 4.8 correspondem ao valor de J_C mais próximo da tenacidade característica [i.e., em que $P_f(J_0) = 63,2\%$] correspondente à distribuição dos valores de tenacidade medidos para cada material e condição.

Figura 4.8 - Curvas P - $CMOD$ experimentais referentes ao valor de J_C próximo a J_0 para o metal de base e suas juntas soldadas



A partir da análise das curvas P - $CMOD$ é possível observar, além do comportamento uniforme de todas as curvas até o ponto de instabilidade por clivagem sem a presença de eventos

de pop-in (*i.e.*, ausência de diminuição súbita da carga associada a um acréscimo de trinca até a propagação da fratura frágil.), o efeito dos processos de soldagem sobre as respostas dos materiais. Embora a temperatura de ensaio para o metal de base difere da temperatura de ensaio para as juntas soldadas, nota-se que o valor da carga normalizada aplicada às juntas soldadas reduz em aproximadamente 60% quando comparados com o material de base (material homogêneo).

4.5. ANÁLISE DA DISTRIBUIÇÃO ESTATÍSTICA DOS VALORES DE TENACIDADE À FRATURA NA RTDF

A avaliação dos valores de tenacidade à fratura expressos em termos da integral-J no ponto de instabilidade por clivagem, J_C , determinados a partir da metodologia η é descrita nessa seção.

A fim de obter medidas de J_C representativas da RTDF, usualmente, é empregado o procedimento da norma ASTM E1921 para determinação de uma temperatura viável de ensaio. Essa estimativa empírica é baseada no valor da temperatura de transição associada a um nível específico de energia Charpy (28 ou 41 Joules) e a uma constante a qual é dependente tanto da espessura do corpo de prova quanto do nível específico de energia Charpy. Entretanto, conforme já comentado na seção 4.3, essa estimativa inicial pode ser demasiadamente baixa, o que requer um processo iterativo para a determinação de uma temperatura mais representativa da RTDF. Devido ao fato de o processo iterativo requerer um número relativamente alto de ensaios preliminares, a temperatura de ensaio dos corpos de prova SMAW usados neste estudo é exatamente a mesma empregada por BIANCHI et al. [58], uma vez que as características do metal de base e processo de soldagem se assemelham ao deste trabalho. Com base nessas considerações, a temperatura de ensaio mais apropriada para a realização dos ensaios de tenacidade à fratura é de -70 °C.

A análise do comportamento dos dados de J_C é feita a partir do levantamento da distribuição experimental e teórica-experimental na forma exponencial. A estimativa da distribuição associada aos dados experimentais de J_C , $\hat{F}(J_{C_i})$, é feita pelo rank mediano, enquanto que as distribuições teórica-experimentais são obtidas a partir da distribuição de Weibull tripamétrica ($J_{min}; J_0; \alpha_J$), uma vez que os dados de J_C são bem descritos por essa distribuição na RTDF. Como comentado na seção 3.6.2, uma vez que os valores de J_{min} e α_J são derivados dos seus respectivos valores expressos em unidade do fator de intensidade de

tensão elástico-linear K , $MPa\sqrt{m}$, sendo $\alpha_J = 2$ e $J_{min} = 1,75$, a estimativa do valor do parâmetro de escala J_0 é feita com base no método da Máxima Verossimilhança (MMV).

Na Tabela 4.10 são apresentados, além dos valores de J_C e seus respectivos valores expressos em termos de K_{J_C} (já corrigidos para a espessura de 1T, pelo modelo do elo mais fraco), os valores médios do comprimento de trinca, a_0 , medidos por meio da técnica dos 9 pontos conforme descrito na seção 3.7, e os parâmetros relacionados à validade do campo de dominância HRR e critério de censura, sendo o limite de deformação (M_0) e $K_{J_C\ limite}$. Esses parâmetros adicionais auxiliam na determinação da temperatura de referência, T_0 , para as situações nas quais há dados de tenacidade inválidos.

Seguindo o mesmo procedimento das seções anteriores, são expostos os resultados provenientes da junta *SMAW*, *SMAW-PWHT*, *FCAW* [58] e por fim dados do metal de base provenientes do trabalho de B&R [59].

Tabela 4.10 – Valores de J_C e seu correspondente valor expressos em termos de K para o metal de base e suas juntas soldadas.

T_{test} (°C)	Material (-)	J_C (kJ/m ²)	K_{J_C} (1T) ($MPa\sqrt{m}$)	a_0 (mm)	a_0/W (-)	M_0 (-)	$K_{J_C\ limite}$ ($MPa\sqrt{m}$)
		16	58	10,1	0,50	372	
		17	59	9,9	0,50	368	
		21	67	10,1	0,51	282	
		24	72	9,6	0,48	255	
		36	86	9,9	0,49	170	
-70	<i>SMAW</i>	36	87	9,8	0,49	171	203
		37	88	10,0	0,50	164	
		42	94	10,0	0,50	143	
		45	97	10,0	0,50	134	
		50	102	9,7	0,48	123	
		89	135	9,8	0,49	69	
		271	235 (203)	9,9	0,49	22	
		30	81	9,8	0,49	206	
		50	105	9,9	0,49	122	
		71	124	9,8	0,49	87	
		75	128	9,8	0,49	82	

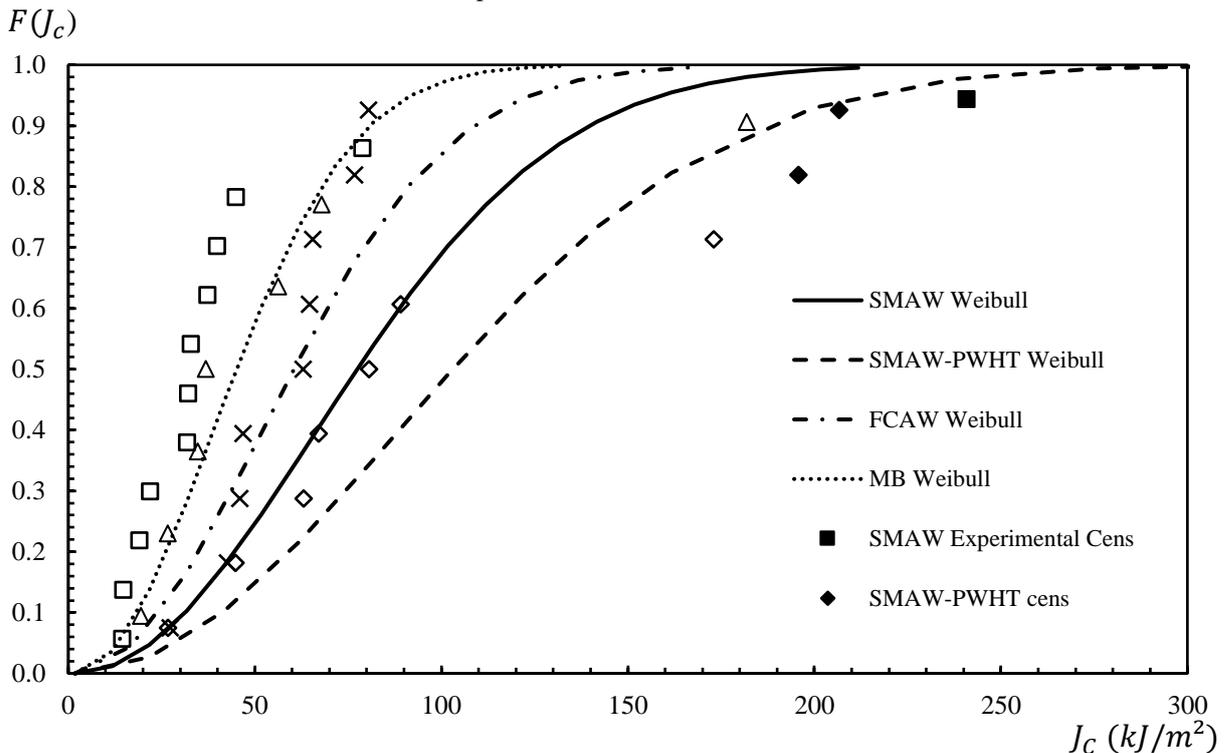
-70	<i>SMAW-PWHT</i>	91	141	10	0,5	67	209
		100	148	10	0,5	60	
		194	206	9,8	0,49	31	
		220	219 (209)	9,8	0,49	28	
		232	225 (209)	10,2	0,51	25	
		22	67	9,5	0,48	321	
		30	79	9,7	0,49	229	
		39	90	9,8	0,49	173	
-70	<i>FCAW</i> [58]	41	93	9,8	0,49	163	212
		63	114	9,8	0,49	107	
		76	126	9,8	0,49	88	
		205	205	9,9	0,5	33	
		27	78	25,3	0,5	382	
		43	98	25,6	0,5	240	
		46	102	25,6	0,51	223	
		47	103	25,3	0,51	222	
-20	MB [59]	63	119	25,8	0,5	162	278
		65	121	25,6	0,5	159	
		65	122	25,3	0,5	158	
		77	132	25,4	0,5	135	
		80	135	25,5	0,5	128	

Analisando os dados da Tabela 4.10, é possível observar que a grande parte dos valores de J_C associados ao seu limite de deformação (M_0) excedem de forma significativa o limite de deformação especificado pela E1921 (i.e., $M_0 \gg M$ em que $M = 30$), descrevendo assim a capacidade dos corpos de prova de medir a tenacidade à fratura no ponto de instabilidade por clivagem antes da perda de restrição plástica, principalmente para o metal de base e a junta *FCAW*. Ademais, observa-se que alguns poucos valores de J_C provenientes da junta *SMAW* na condição como soldado (*as-welded*) e tratada termicamente (*PWHT*) apresentam um limite de deformação abaixo de 30, o que retrata uma redução considerável quanto à capacidade de restrição plástica de tais corpos de prova. Em vista disso, tais valores são classificados como censurados para o procedimento de cálculo adequado da temperatura de referência descrito na

seção 4.7. Além disso, o comprimento médio das frentes de trinca, a_0 se encontra dentro do intervalo de validade para o cálculo de J_C ($0,45 \leq a_0/W \leq 0,55$) segundo os critérios da E1921.

A Figura 4.9 apresenta as distribuições experimentais, $\hat{F}(J_{C_i})$, e teórica-experimental de Weibull ($1,77; \hat{J}_0; 2$) para os valores de J_C provenientes do metal de base e suas juntas soldadas. Os símbolos com preenchimento sólido representam dados experimentais censurados de acordo com o modelo de censura da E1921.

Figura 4.9 – Distribuição acumulada de Weibull dos valores experimentais de J_C provenientes das juntas soldadas, incluindo o metal de base testado por B&R.



Analisando as distribuições ilustradas na Figura 4.9, é possível observar que os dados experimentais referentes ao metal de base são os que melhor se ajustam a curva teórica-experimental, enquanto que para as juntas *SMAW* e *FCAW*, a presença de um valor elevado de J_C (potencial *outlier*) acaba deslocando as curvas de ajuste para a direita, fazendo com que os dados experimentais não aderem bem as suas respectivas curvas teórica-experimentais. Além disso pode-se observar mais uma vez os efeitos positivos do TTAT sobre a junta *SMAW*, em que ao ter sua curva de distribuição deslocada para a direita ilustra um aumento da tenacidade à fratura em geral.

4.6. ANÁLISE FRACTOGRÁFICA

Antes de dar sequência ao procedimento de determinação da temperatura de referência por meio da metodologia da curva mestra é necessário averiguar as características morfológicas da superfície de fratura.

As macrofractografias obtidas por meio de um estereoscópio, apontam a ausência de um crescimento subcrítico de trinca precedente à fratura por clivagem e uma superfície relativamente plana e de textura brilhante, indicando assim a ausência de deformação plástica. Somado a isso, as microfractografias obtidas por microscopia eletrônica de varredura (MEV) da região próxima à ponta da trinca apresentada em dois diferentes graus de ampliações reforçam o comportamento de uma fratura por clivagem.

As Figuras 4.10 – 4.12 a seguir ilustram as análises macrofractográficas e microfractográficas referentes aos corpos de prova correspondente ao maior valor de J_C da junta SMAW, FCAW obtida por BIANCHI et al. [58] e metal de base obtido por Scarabeli [16].

Figura 4.10 – (a) Análise fractográfica da junta correspondente ao maior valor de J_C (273 kJ/m^2) proveniente do processo SMAW; (b) ampliação de 500X próximo a região da trinca obtida por MEV; (c) ampliação de 5000X próximo a região da trinca obtida por MEV [60]

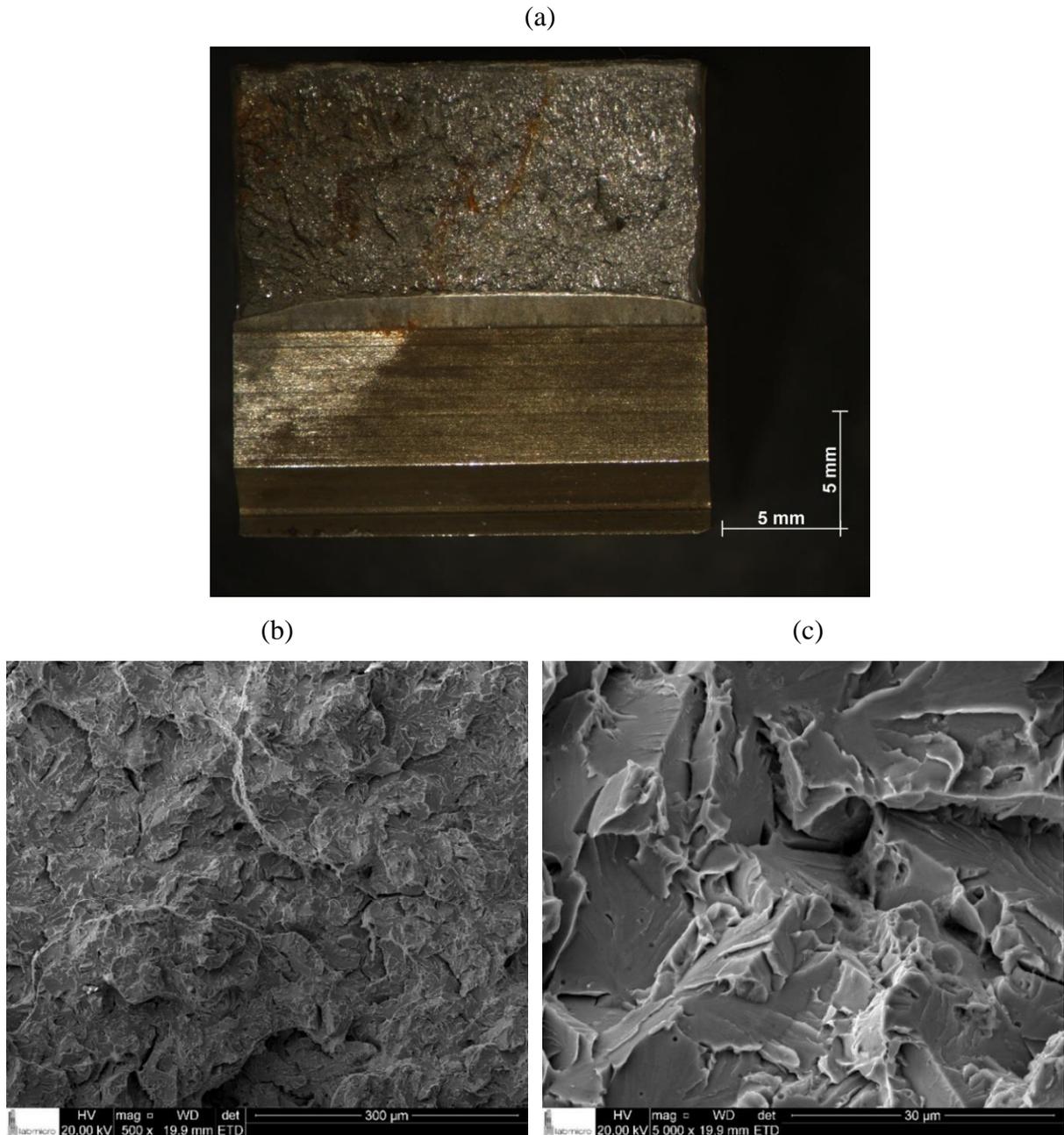


Figura 4.11 – (a) Análise fractográfica da junta correspondente ao maior valor de J_c (205 kJ/m^2) proveniente do processo *FCAW*; (b) ampliação de 500X próximo a região da trinca obtida por MEV; (c) ampliação de 5000X próximo a região da trinca obtida por MEV [58]

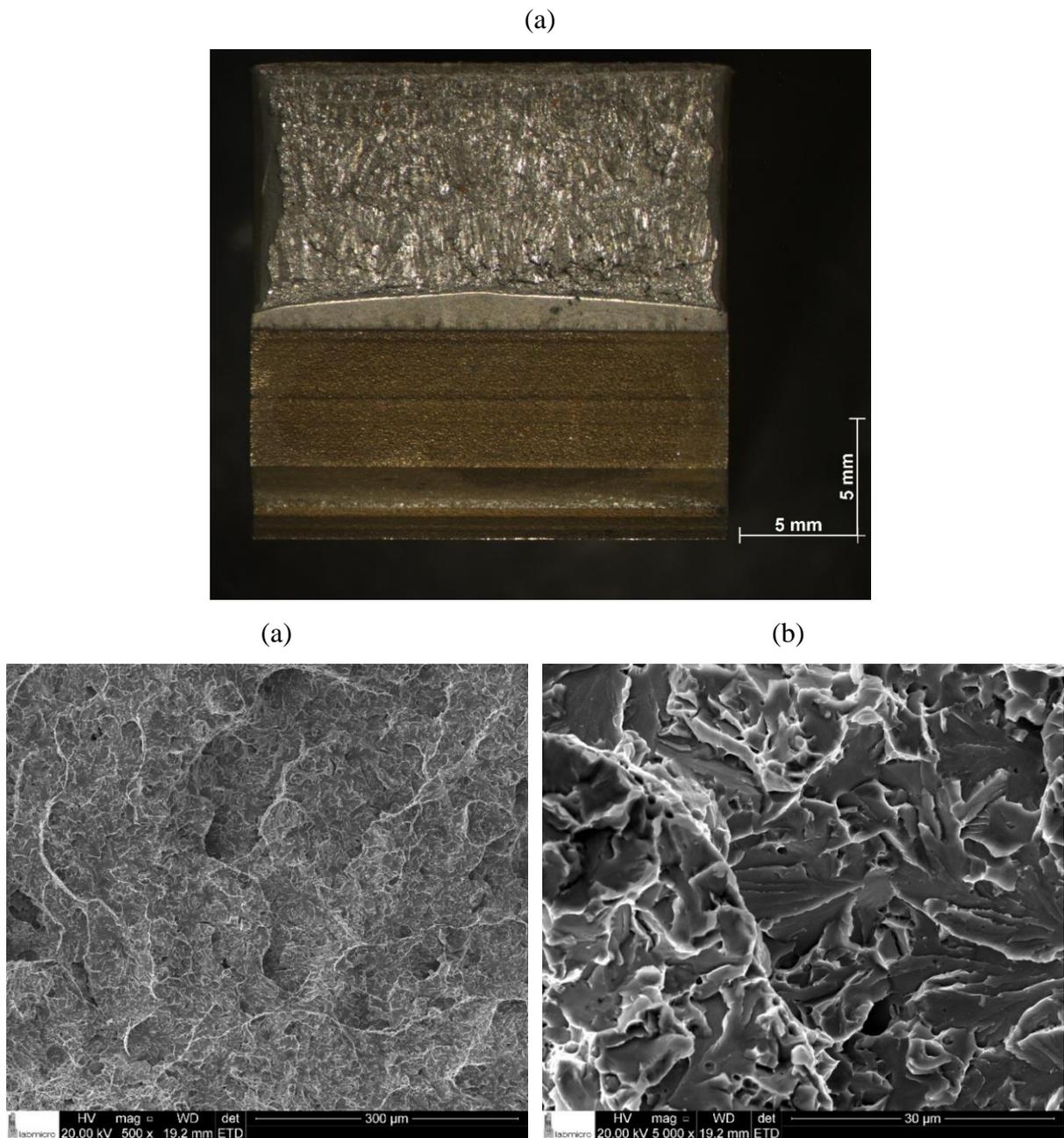
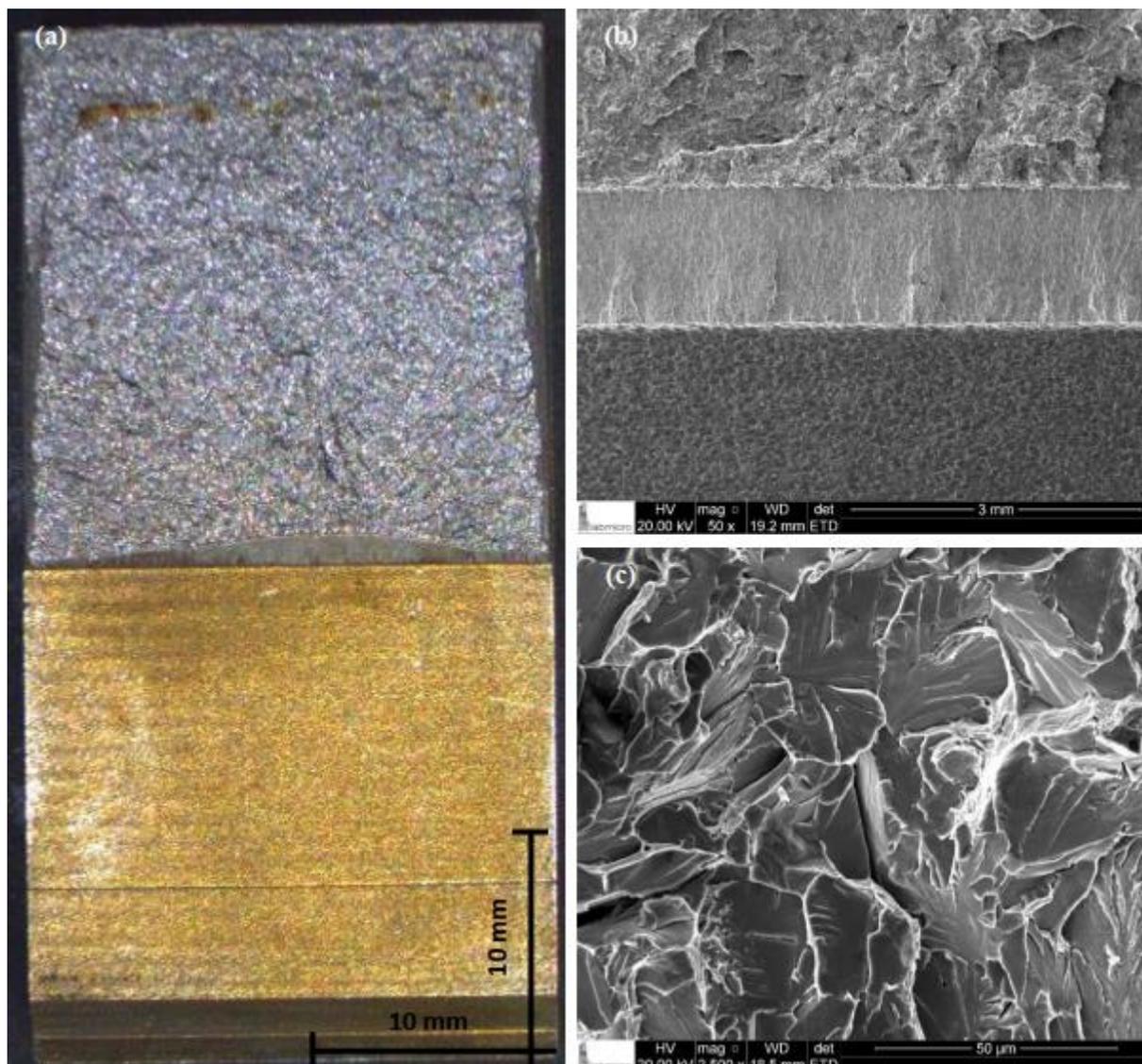


Figura 4.12 - (a) Análise fractográfica do metal de base correspondente ao maior valor de J_C (80 kJ/m^2); (b) ampliação de 50X próximo a região da pré-trinca por fadiga e início da fratura obtida por MEV; (c) ampliação de 2500X próximo a região da trinca obtida por MEV. [16]



Embora as juntas soldadas apresentem um valor relativamente alto de J_C (273 e 205 kJ/m^2), é possível observar pelas Figuras 4.10 e 4.11, os planos de clivagem bem estabelecidos em cada corpo de prova, o que caracteriza essencialmente uma fratura por clivagem controlada por tensão.

Tais argumentos e observações supracitados fornecem suporte e embasamento para a aplicação da metodologia da curva mestra sobre as distribuições de J_C obtidos para cada material.

4.7. DETERMINAÇÃO DA TEMPERATURA DE REFERÊNCIA E CURVA MESTRA

Esta seção descreve os valores obtidos da temperatura de referência e o comportamento da curva mestra referente ao metal de base e suas juntas soldadas. O procedimento segue as diretrizes da norma ASTM E1921 [23] conforme descrito na seção 3.8. Tanto os valores de T_0 quanto de $K_{Jc(med)}$ são empregados na próxima seção com o intuito de realizar uma análise comparativa com as respectivas estimativas fornecidas pelas correlações indiretas ($T_{E_{CVN}} + C \rightarrow T_0 \rightarrow K_{Jc(med)}$) citadas neste trabalho.

A Tabela 4.10 apresenta os valores de J_c e seus respectivos valores em termos de K_{Jc} já ajustados para a espessura de uma polegada ($B_{(1)} = 25,4 \text{ mm}$) por meio do ajuste estatístico baseado no modelo do elo mais fraco. Vale destacar que os dados de K_{Jc} entre parênteses, são valores de tenacidade à fratura que foram censurados devido ao seu limite de deformação apresentar um valor superior ao do especificado pela norma, o qual acaba violando a dominância do campo HRR sobre os valores de $K_{Jc(i)}$.

Em seguida, na Tabela 4.11 são apresentados os principais parâmetros pertinentes à metodologia da curva mestra para cada material e condição, sendo o parâmetro de escala, K_0 , determinado por meio do MMV, e $K_{Jc(med)}$ e T_0 , calculados, respectivamente, pelas Eqs. 3.28 e 3.29, apresentadas na seção 3.8.

Tabela 4.11 – Resultado das estimativas do parâmetro de escala, K_0 , $K_{Jc(med)}$ e T_0 para o metal de base e suas juntas soldadas.

Material	T_{test} (°C)	K_0 (MPa \sqrt{m})	$K_{Jc(med)}$ (MPa \sqrt{m})	T_0 (°C)
SMAW	-70	135	119	-82
SMAW-PWHT	-70	185	161	-103
FCAW [58]	-70	147	129	-88
BM [59]	-20	116	108	-26

Analisando os resultados da Tabela 4.11 observa-se que as juntas soldadas apresentam uma tenacidade (média e aparente) consideravelmente maior em relação ao metal base, mesmo

ensaiados a uma temperatura significativamente inferior (-70 vs. -20 °C). Esse comportamento é refletido nas estimativas da temperatura de referência em que as juntas soldadas apresentam uma T_0 consideravelmente inferior em relação ao metal de base. Ainda na Tabela 4.11 é possível destacar o efeito marcante do tratamento térmico de alívio de tensões sobre as estimativas de tenacidade à fratura, onde é observado um aumento da ordem de 35% no valor médio de $K_{J_{C(med)}}$ e uma diminuição de aproximadamente 21°C na T_0 . Esse comportamento pode ser melhor visualizado pelo comportamento das distribuições de $J_{c(i)}$ apresentadas na Figura 4.9, onde as curvas referentes aos metais de solda estão deslocadas à direita da distribuição do metal base de uma magnitude da ordem de 25 a 60% do valor mediano da tenacidade.

As Figuras 4.13 - 4.16 ilustram o comportamento da tenacidade à fratura mediana, $K_{J_{C(med)}}$, ao longo de uma faixa de temperatura para as juntas soldadas do aço ASTM A572, incluindo o metal de base obtido por B&R [59]. A linha sólida representa a curva mestra ($K_{J_{C(med)}} vs. T$), enquanto as tracejadas delimitam o intervalo de tolerância dos dados de $K_{J_{c(i)}}$, os quais estão associadas a um nível de probabilidade acumulada de falha por clivagem de 5 e 95%. Além disso, ambas as linhas verticais tracejadas (dada por $T_0 - 50^\circ C$ e $T_0 + 50^\circ C$) e uma única horizontal com uma leve inclinação (correspondente ao valor de $K_{J_{c(lim)}}$ corrigido em função da temperatura) delimitam a janela de validade da curva mestra. Valores experimentais de $K_{J_{c(i)}}$ são incorporados nos gráficos a fim de auxiliar na posição relativa da curva mestra e, de mesmo modo, na significância dos intervalos de tolerância que delimitam a amplitude dos dados de $K_{J_{c(i)}}$.

Figura 4.13 – Curva mestra da junta SMAW obtida na temperatura de -70 °C.

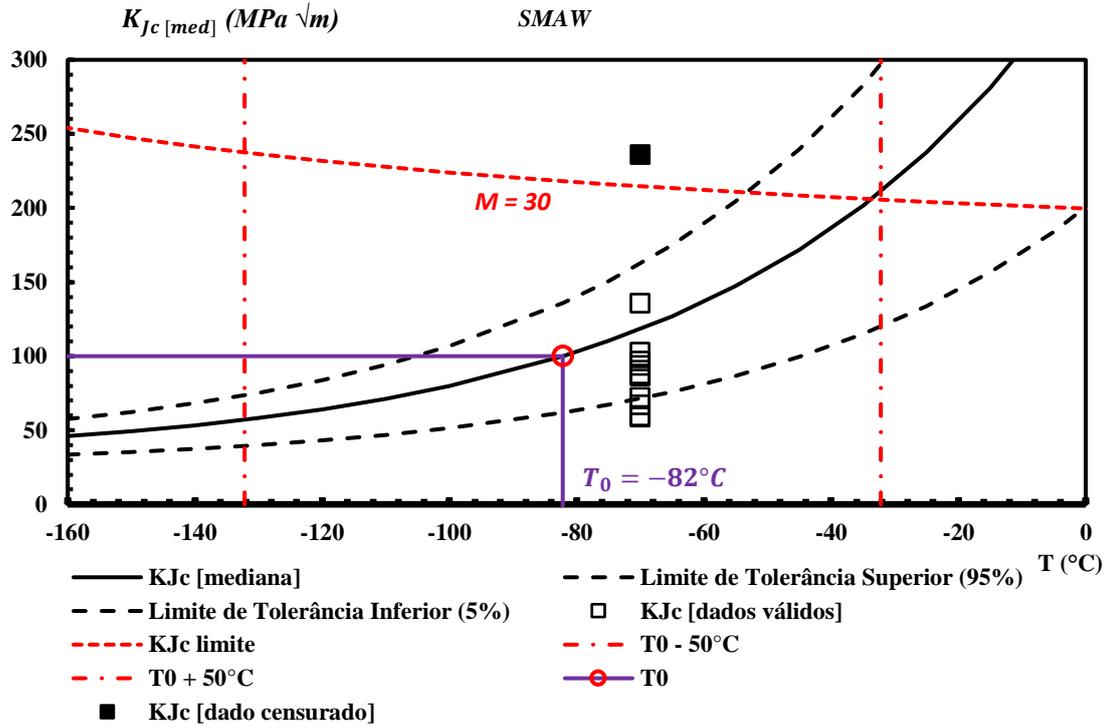


Figura 4.14 – Curva mestra da junta SMAW-PWHT obtida na temperatura de -70 °C.

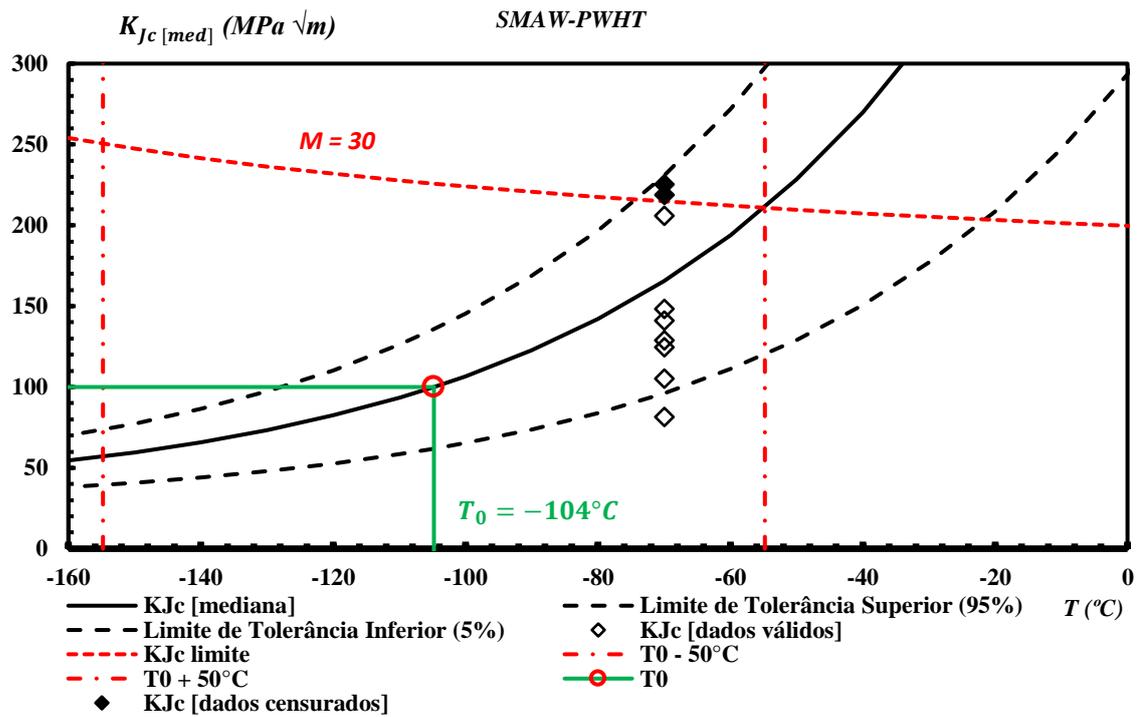


Figura 4.15 – Curva mestra da junta FCAW [58] obtida na temperatura de $-70\text{ }^{\circ}\text{C}$.

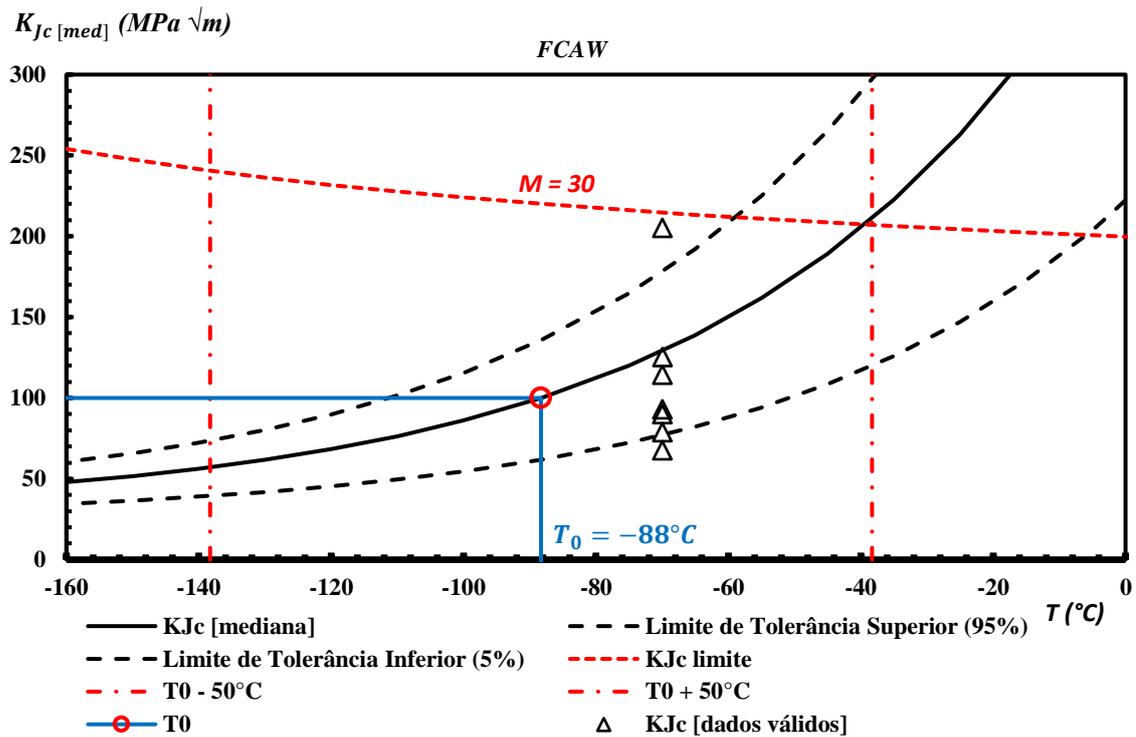
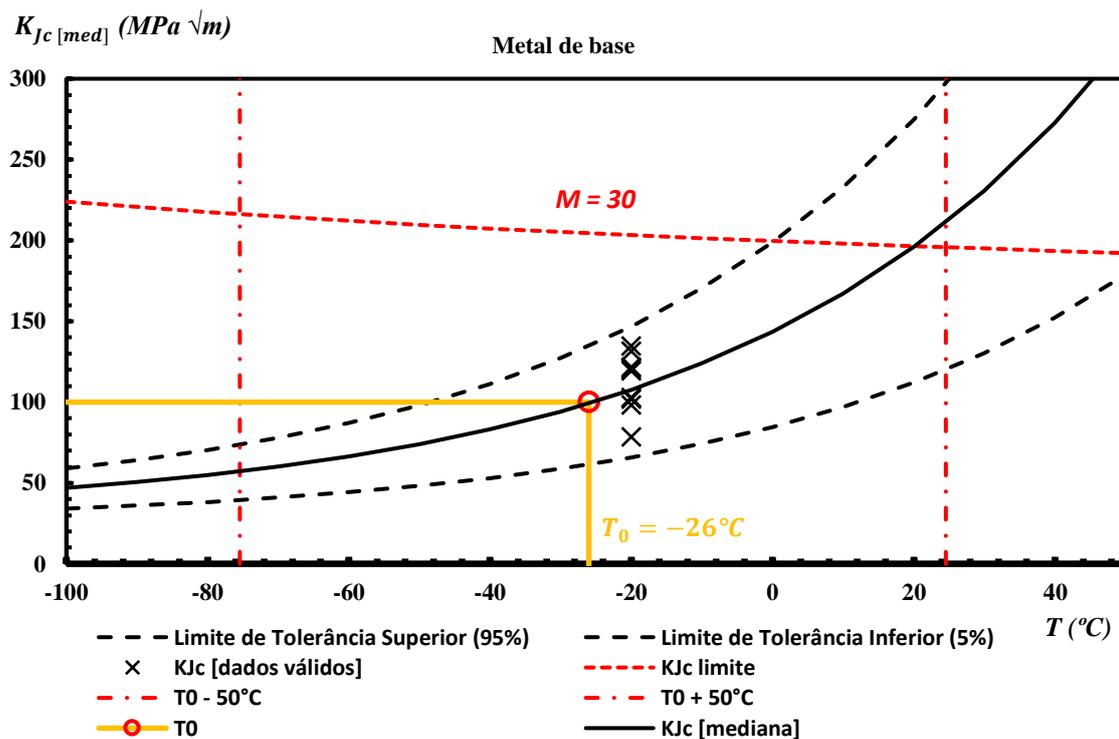


Figura 4.16 – Curva mestra do metal de base determinada por B&R[59] obtida na temperatura de $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$.



A partir da análise das Figuras 4.13 – 4.16, é possível observar que embora a T_0 do metal de base seja significativamente superior que os da junta soldadas (i.e., menor tenacidade

à fratura), sua curva mestra, de um modo geral, é a que melhor descreve a dispersão dos dados de tenacidade à fratura frágil em relação às juntas soldadas. Isso se dá em razão da temperatura de referência resultante ser bem próxima à temperatura de ensaio (i.e., $T_0 = 26\text{ }^\circ\text{C} \cong T_{ens} = 20\text{ }^\circ\text{C}$), fazendo com que a curva mestra intercepte a distribuição próxima ao valor mediano, de modo que 56% (5/9) dos dados se situam acima da curva e o restante 44% (4/9) abaixo.

Observando as curvas mestra referentes às juntas soldadas, é possível observar que, embora nenhum corpo de prova tenha apresentado um crescimento subcrítico de trinca (vide seção 4.6), a junta *SMAW*, tanto na condição *as-welded* quanto *PWHT*, apresentou valores experimentais de tenacidade superior ao $K_{Jc(lim)}$ (i.e., violando assim as condições de escoamento de pequena monta, *SSY*), sendo consequentemente censurados, conforme apresentado na tabela 4.13. Além disso, levando em consideração a junta *FCAW*, é possível observar também que alguns valores de $K_{Jc(i)}$ extrapolam os intervalos de tolerância de 5% e 95% - isso se dá provavelmente pela elevada dispersão de seus valores de tenacidade correspondentes, conforme observado pelas suas curvas de distribuição acumulada, apresentadas na Figura 4.9.

Seguindo o escopo do trabalho, a próxima seção aborda uma análise comparativa dos valores da temperatura de referência, T_0 , e seus respectivos valores resultante medianos de tenacidade à fratura, $K_{Jc(med)}$, obtidos por meio da metodologia da curva mestra com os valores obtidos a partir das correlações indiretas entre o valor de energia Charpy-V e T_0 ($T_{ECVN} + C \rightarrow T_0 \rightarrow K_{Jc(med)}$).

4.8. AVALIAÇÃO DA TENACIDADE À FRATURA MEDIANA A PARTIR DAS CORRELAÇÕES ENTRE O VALOR DE ENERGIA CHARPY-V E T_0 NA RTDF

Esta seção apresenta as estimativas da temperatura de referência obtidas por meio das correlações indiretas ($T_{ECVN} + C \rightarrow T_0 \rightarrow K_{Jc(med)}$) propostas por NANSTANDE SOKOLOV [13]; WALLIN [48] e; SREENIVASAN [49], as quais são descritas na Seção 3.9. Em seguida, é realizada uma análise quantitativa entre os valores medianos de tenacidade à fratura ($K_{Jc(med)}$) fornecidos pelas correlações indiretas e os valores de $K_{Jc(med)}$ determinados diretamente a partir da metodologia da curva mestra (E1921). Na sequência, com o intuito de visualizar o comportamento das curvas de tenacidade referenciais provenientes de tais expressões, análises comparativas entre a curva mestra obtida seguindo estritamente as diretrizes da norma ASTM E1921 e via correlações indiretas são ilustradas nas Figuras 4.17- 4.20. Por fim, a partir da observação dos resultados obtidos por meio das correlações, expressões alternativas são sugeridas a fim de se obter uma temperatura de referência mais próxima daquela fornecida pela curva mestra (E1921) e, portanto, estimativas medianas de tenacidade à fratura mais fidedignas.

A Tabela 4.12 fornece, além dos valores de T_0 estimados a partir dos dados de energia Charpy-V por meio das quatro correlações empíricas (Eqs. 3.31 – 3.33), o valor de T_0 obtido por meio do procedimento da ASTM E1921 para o metal de base e suas juntas soldadas.

Tabela 4.12 – Estimativas de T_0 obtidas a partir das quatro correlações empíricas e curva mestra (E1921).

Material	T_{28J} (°C)	T_{41J} (°C)	$T_{0,28J}$ (°C)	$T_{0,41J}$ (°C)	$T_{0,API579}$ (°C)	$T_{0,JGC}$ (°C)	$T_{0,CM}$ (°C)
<i>SMAW</i>	-89	-77	-107	-101	-117	-98	-82
<i>SMAW-PWHT</i>	-126	-107	-144	-131	-156	-122	-103
<i>FCAW</i> [58]	-81	-71	-99	-95	-104	-92	-88
<i>MB</i> [59]	-22	-13	-40	-37	-58	-40	-26

Para uma melhor visualização da análise comparativa entre as correlações e metodologia da curva mestra, na Tabela 4.13 são apresentadas as diferenças absolutas entre os valores de T_0 fornecidos pelas duas abordagens (i.e., $\Delta T_0 = |T_{0,CM} - T_{0,ECVN}|$).

Tabela 4.13 – Diferença absoluta as estimativas $T_{0,ECVN}$ e $T_{0,CV}$.

Material	$ T_{0,CM} - T_{0,28J} $ (°C)	$ T_{0,CM} - T_{0,41J} $ (°C)	$ T_{0,CM} - T_{0,API579} $ (°C)	$ T_{0,CM} - T_{0,IGC} $ (°C)
<i>SMAW</i>	25	19	35	16
<i>SMAW-PWHT</i>	41	28	53	18
<i>FCAW</i> [58]	11	7	16	4
<i>MB</i> [59]	14	11	32	14

Analisando as Tabelas 4.12 e 4.13 é possível observar que todas as correlações fornecem estimativas de T_0 inferiores (i.e., temperaturas não conservadoras) em relação às obtidas por meio do procedimento da E1921. Dentre as correlações, as expressões propostas por NANSTANDE SOKOLOV [13] e SREENIVASAN [49] são as que melhor fornecem medidas de T_0 próximas (i.e., $\Delta T_0 \leq 10 \text{ }^\circ\text{C}$) àquelas fornecidas pela curva mestra (E1921), particularmente para o metal de solda *FCAW*. Entretanto, para os demais materiais, essas e as demais ($T_{0,28J}$ e $T_{0,API579}$) correlações fornecem estimativas de T_0 substancialmente inferiores em relação às obtidas por meio dos ensaios experimentais.

Uma das principais implicações, senão a principal, em se utilizar correlações que forneçam uma temperatura de referência relativamente inferior àquela obtida pela curva mestra, é justamente obter medidas não conservadoras de tenacidade à fratura. Visando quantificar o não conservadorismo embutido nessas correlações, a Tabela 4.14 apresenta os valores estimados da tenacidade à fratura mediana bem como o percentual aproximado do quão superestimados são esses valores em relação aos valores de $K_{Jc(med)}$ obtidos via curva mestra (E1921).

Tabela 4.14 – Valores medianos de tenacidade à fratura ($K_{Jc(med)}$) obtidos por meio das quatro correlações empíricas e curva mestra (E1921).

Material	$K_{Jc-med,28J}$ ($MPa \sqrt{m}$)	$K_{Jc-med,41J}$ ($MPa \sqrt{m}$)	$K_{Jc-med,API579}$ ($MPa \sqrt{m}$)	$K_{Jc-med,IGC}$ ($MPa \sqrt{m}$)	$K_{Jc-med,CM}$ ($MPa \sqrt{m}$)
<i>SMAW</i>	171 (44%)	156 (31%)	202 (70%)	149 (25%)	119
<i>SMAW-PWHT</i>	316 (96%)	253 (57%)	387 (140%)	217 (35%)	161
<i>FCAW</i>	152 (18%)	142 (10%)	163 (26%)	136 (5%)	129
<i>MB</i>	133 (23%)	127 (18%)	175 (62%)	132 (22%)	108

Analisando a Tabela 4.14, observa-se claramente aumentos consideráveis da tenacidade à fratura mediana, de modo que em alguns casos esses valores representam praticamente o dobro das medidas obtidas experimentalmente. Embora as medidas fornecidas para o metal de solda *FCAW* não apresentem um aumento tão expressivo, ainda assim são valores consideravelmente superestimados (i.e., $\hat{K}_{Jc-med} > 1,10 K_{Jc-med,CM}$, em que \hat{K}_{Jc-med} representa o valor estimado por meio de alguma das correlações usadas neste estudo). Uma importante implicação associada a essa questão está diretamente relacionada ao seu uso em procedimentos de análise de integridade estrutural, cuja abordagem (i.e., análises *ECA* ou *FFS*) utiliza medidas de tenacidade para avaliar a criticidade dos defeitos e estimar os seus tamanhos toleráveis no componente estrutural. Nestes casos, medidas não conservadoras de tenacidade tendem a superestimar os tamanhos toleráveis dos defeitos, potencializando o risco de falhas estruturais. Essa questão torna-se ainda mais relevante pelo fato de que a própria expressão fornecida por um desses procedimentos (e.g., API579, vide Tabela 4.14) é a que fornece valores mais superestimados, contrariando os princípios fundamentais dos procedimentos de análise *ECA* (i.e., análises mais conservadoras).

A fim de tornar mais claro as implicações em se obter valores de T_0 por meio das correlações inferiores em relação aos determinados por meio da curva mestra (E1921), as Figuras 4.17 – 4.20 apresentam as curvas mestras resultantes da T_0 estimada por meio das correlações e da obtida experimentalmente (E1921) para cada material. A legenda, localizada na parte inferior do gráfico auxilia quanto à identificação de cada curva mestra representativa de cada correlação.

Figura 4.17 - Curvas mestra da junta SMAW oriundas de cada correlação e da E1921 ($E_{CVN} \rightarrow T_0$)

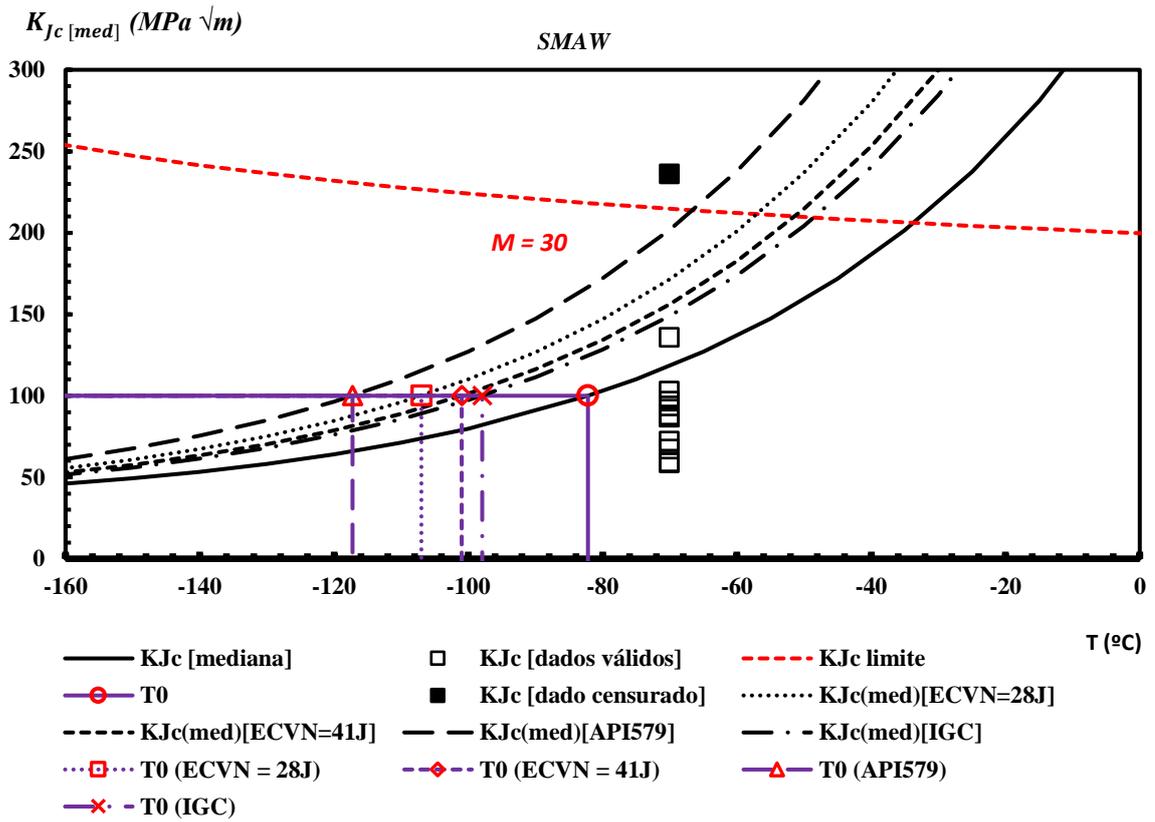


Figura 4.18 - Curvas mestra da junta SMAW-PWHT oriundas de cada correlação e da E1921 ($E_{CVN} \rightarrow T_0$)

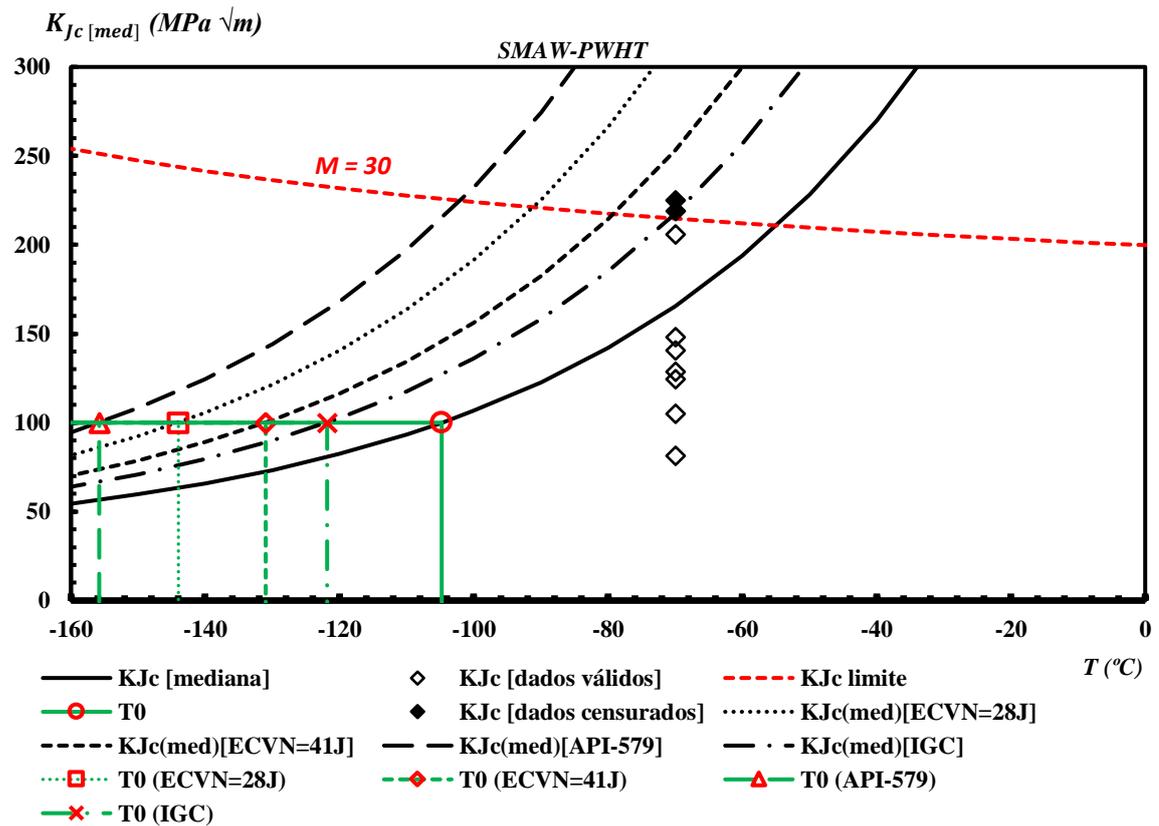


Figura 4.19 - Curvas mestra da junta FCAW [58] oriundas de cada correlação e da E1921 ($E_{CVN} \rightarrow T_0$)

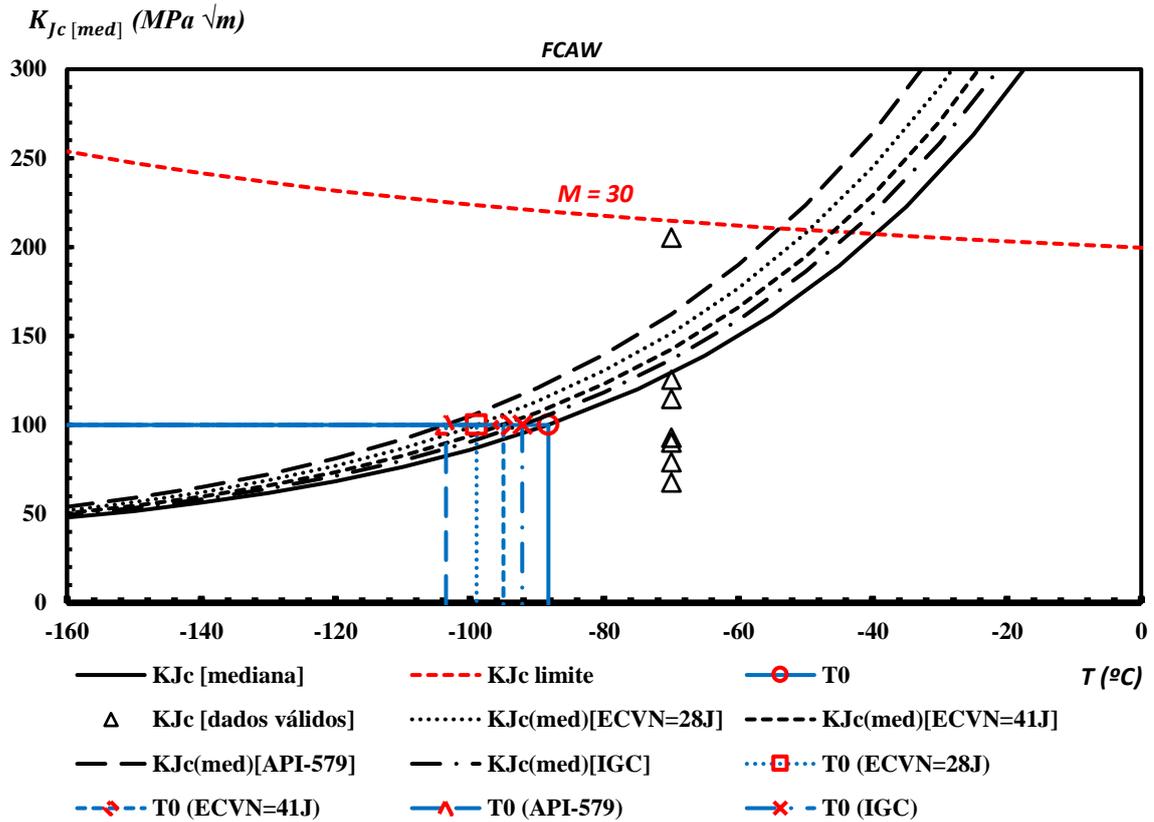
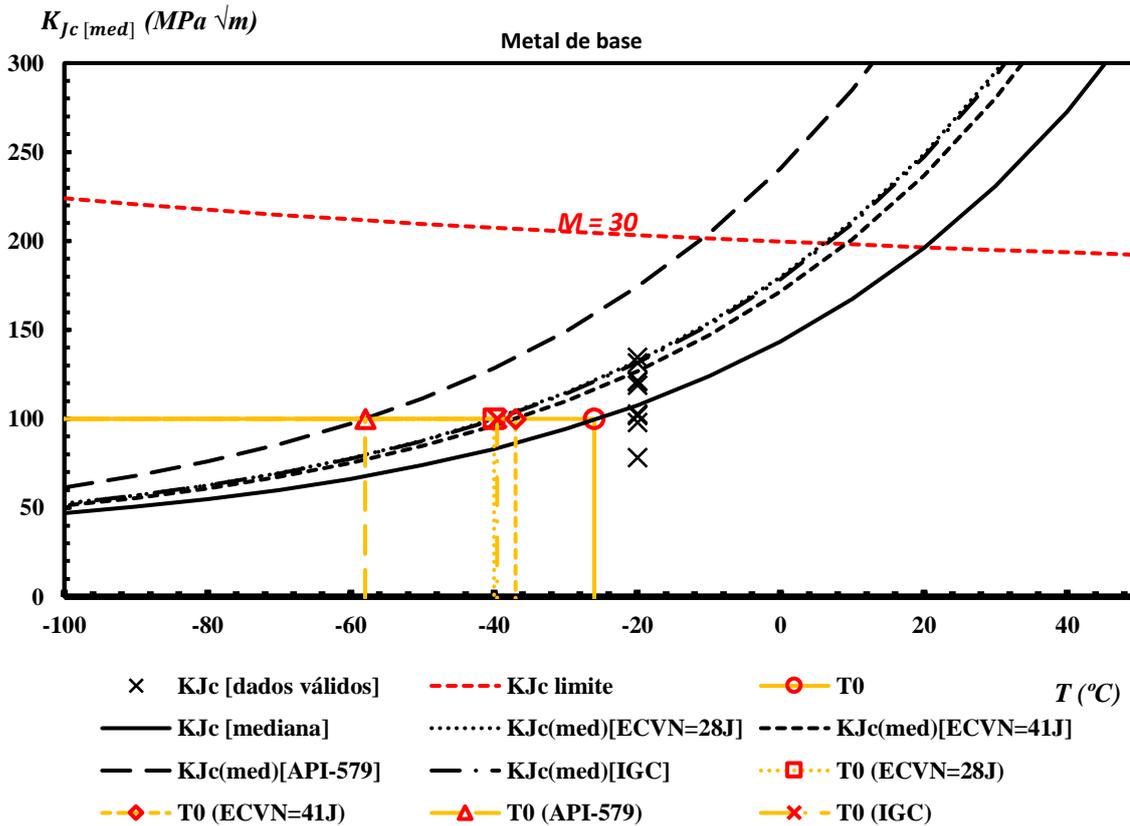


Figura 4.20 - Curvas mestra do metal de base [59] oriundas de cada correlação e da E1921 ($E_{CVN} \rightarrow T_0$)



A partir da análise das Figuras 4.17 – 4.20, é possível observar o comportamento de cada curva mestra resultante das correlações, em que para todos os materiais, a curva se encontra à esquerda da curva mestra obtida por meio de ensaios experimentais (E1921). Dentre as curvas mestra apresentadas para cada material, as curvas referentes à junta *SMAW-PWHT* encontram-se mais espaçadas entre si, indicando assim uma baixa correspondência com a curva mestra obtida experimentalmente.

Ainda em relação às curvas mestra, é possível observar que dentre as Figuras 4.17- 4.20, a curva referente a correlação da API579 é a que se encontra de forma demasiada para a esquerda, enquanto que as demais, embora ainda não representem de forma fidedigna a real T_0 do material, resultam em uma curva mestre razoavelmente mais próxima da curva mestra experimental.

É importante ressaltar que, assim como as correlações diretas ($E_{CVN} \rightarrow K_{Ic}$), as correlações indiretas ($T_{E_{CVN}} + C \rightarrow T_0 \rightarrow K_{Jc(med)}$) têm como objetivo fornecer estimativas macroscópicas de tenacidade à fratura frágil de um modo mais prático, e ao mesmo tempo, mais conservador em procedimentos de avaliação de criticidade de defeitos (análise *ECA/FFS*). As correlações indiretas destacam-se ainda por serem utilizadas para fornecer estimativas viáveis de temperatura para ensaios de tenacidade à fratura (i.e., representativa da região inferior de transição dúctil-frágil).

Devido ao fato da T_0 ser potencialmente sensível à geometria do corpo de prova associada às propriedades mecânicas do material (diferentes níveis de encruamento) [13, 60, 61] grande parte dessas correlações tem como objetivo fornecer valores conservadores de temperaturas iniciais para ensaios de tenacidade à fratura. Em relação à abordagem da curva mestra, tal estratégia é justificada simplesmente pelo fato de que ao realizar ensaios em temperaturas superiores à real T_0 do material, isso pode acabar resultando em uma perda de restrição plástica significativa durante o processo de fratura, e, conseqüentemente, elevados valores de K_{Jc} , excedendo assim a real capacidade do material de medir tenacidade, proporcionando assim estimativas não conservadoras de T_0 (i.e., baixos valores de T_0). Em contrapartida, quando utilizadas para fornecerem estimativas de T_0 para as juntas soldadas aqui analisadas, essas correlações superestimam demasiadamente a tenacidade à fratura, contrariando a sua finalidade (praticidade aliada a um maior conservadorismo) nos procedimentos de análise *ECA/FFS*.

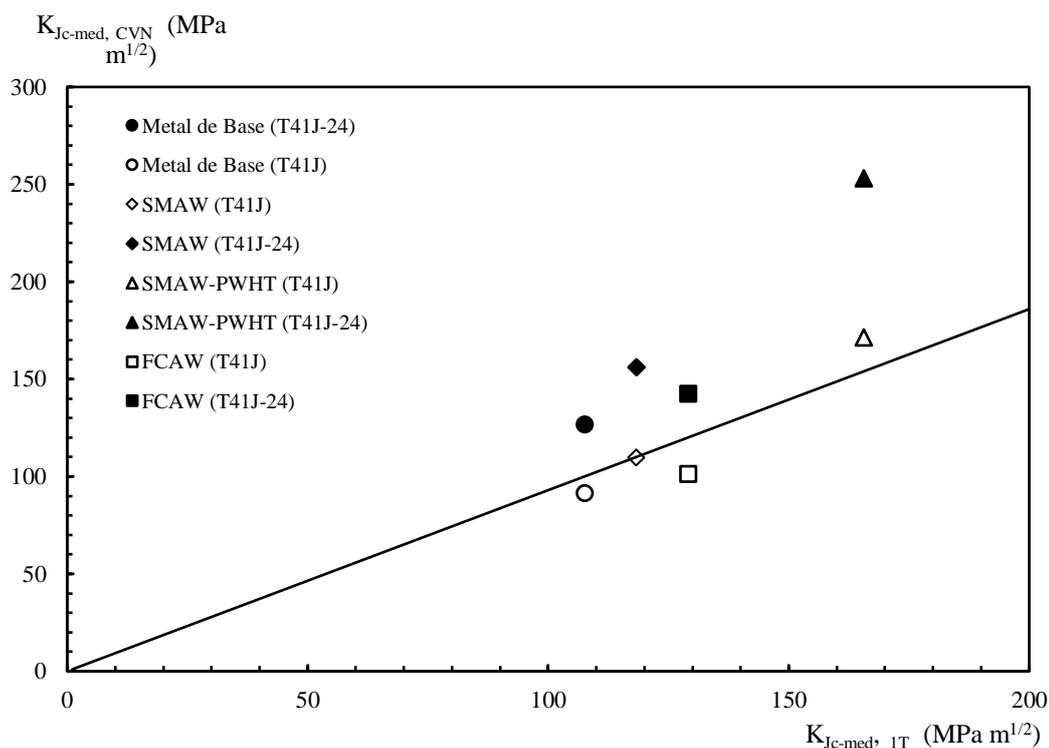
Ao analisar a Tabela 4.12 nota-se que, de um modo geral, as correlações fornecem valores de T_0 inferiores com relação a obtida via curva mestra ($T_{0,CM}$), as quais por sua vez

resultam em estimativas não conservadoras de $K_{Jc(med)}$, conforme é mostrado na Tabela 4.14. Uma vez que um dos objetivos das correlações é fornecer estimativas conservadoras de tenacidade à fratura, a seguir duas novas correlações alternativas são propostas neste trabalho.

Ainda em relação a Tabela 4.12, é possível observar que a temperatura associada a uma energia Charpy de 41J (T_{41J}) apresenta certa paridade com a real T_0 do material. Sendo assim, ao adotar a temperatura de transição correspondente a uma energia Charpy-V de 41J como a temperatura de referência (i.e., $T_{41J} = T_0$), estimativas mais conservadoras, em relação as demais correlações utilizadas neste estudo, de tenacidade à fratura podem ser obtidas. A fim de evitar ambiguidade quanto as correlações citadas anteriormente, a correlação $T_{41J} = T_0$ é denominada como T_{CVN} .

Com o intuito de tornar tal abordagem mais clara, a Figura 4.21 ilustra uma análise de tendência feita a partir dos dados de tenacidade à fratura provenientes dos ensaios experimentais ($K_{Jc-med,CM}$) e da correlação T_{41J} ($K_{Jc-med,CVN}$). Ademais, a fim de auxiliar quanto à diferença das estimativas de tenacidade provenientes das correlações $T_{0,41J}$ vs T_{CVN} , no gráfico estão incluídas também as estimativas provenientes da correlação $T_{0,41J}$ (i.e., $K_{Jc-med,41J}$).

Figura 4.21 – Comparação dos valores de estimados de $K_{Jc-med,CVN}$ com os valores experimentais de tenacidade à fratura, $K_{Jc-med,CM}$



A partir da Figura 4.21 é possível observar quanto ao refinamento das estimativas de tenacidade à fratura em virtude de que tais valores estão mais próximos das medidas experimentais de tenacidade. Embora as estimativas das juntas soldadas na condição *as-welded* (*SMAW* e *FCAW*) e metal de base apresentem valores próximos ou inferiores aos valores de tenacidade experimentais, a junta *SMAW-PWHT* apresentou uma estimativa relativamente superior ao seu valor experimental, a qual, no entanto, se encontra em uma faixa aceitável dado que seu valor difere apenas $\approx 6\%$ em relação ao seu valor experimental.

Entretanto, como discutido na seção 2.5, existem algumas diferenças básicas quanto aos ensaios de tenacidade à fratura e tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy. Além das principais diferenças, como espessura, taxa de carregamento, característica do entalhe e o modo de fratura associado ao ensaio as quais podem interferir na eficácia/representatividade de tais correlações, há uma outra questão em relação à temperatura associada a uma determinada energia Charpy-V. A função da curva de ajuste da tangente hiperbólica é frequentemente utilizada para caracterizar a variação da energia Charpy-V com a temperatura. Entretanto, tal modelo de ajuste matemático (*fitting*), por ser substancialmente sensível à quantidade de dados ao longo da faixa de temperatura dos ensaios e à própria dispersão dos dados Charpy-V, especialmente na região central da transição onde a curva da função tangente hiperbólica é mais íngreme, tais características podem resultar em uma curva e, conseqüentemente uma temperatura associada a um nível de energia Charpy-V (e.g., T_{41}) não acurada. Essa ambigüidade é previsível, uma vez que o procedimento de *fitting* é aplicado com o intuito de se obter valores aproximados de tenacidade em relação a temperatura.

Com base nas observações e comentários supracitados, a fim de se obter valores mais conservadores de tenacidade à fratura, uma segunda correlação pode ser definida simplesmente ao subtrair uma constante de $10\text{ }^{\circ}\text{C}$ a temperatura associada a energia Charpy-V de 41J (i.e., $T_0 = T_{41J} - 10^{\circ}\text{C}$).

A Tabela 4.15 apresenta as estimativas da temperatura de referência, T_0 , e seus respectivos valores medianos de tenacidade à fratura (K_{Jc-med}).

Tabela 4.15 – Estimativas de T_0 e K_{Jc-med} obtidos por meio das correlações propostas

Material	$T_0 = T_{CVN}$ (°C)	$K_{Jc-med, CVN}$ (MPa \sqrt{m})	$T_0 = T_{41J} - 10$ (°C)	$K_{Jc-med, T41J-10}$ (MPa \sqrt{m})
SMAW	-77	110	-67	96
SMAW-PWHT	-107	171	-97	147
FCAW	-71	101	-61	89
Metal de Base	-13	91	-3	81

Em seguida, a fim de obter uma melhor visualização quanto ao comportamento de tais estimativas, as Figuras 4.22 – 4.25 mostram as curvas mestra provenientes de cada correlação (i.e., T_{CVN} e $T_{41J} - 10$), e inclusive a que mais se aproximou da T_0 medida experimentalmente dentre as correlações citadas anteriormente (i.e., $T_{0,IGC}$).

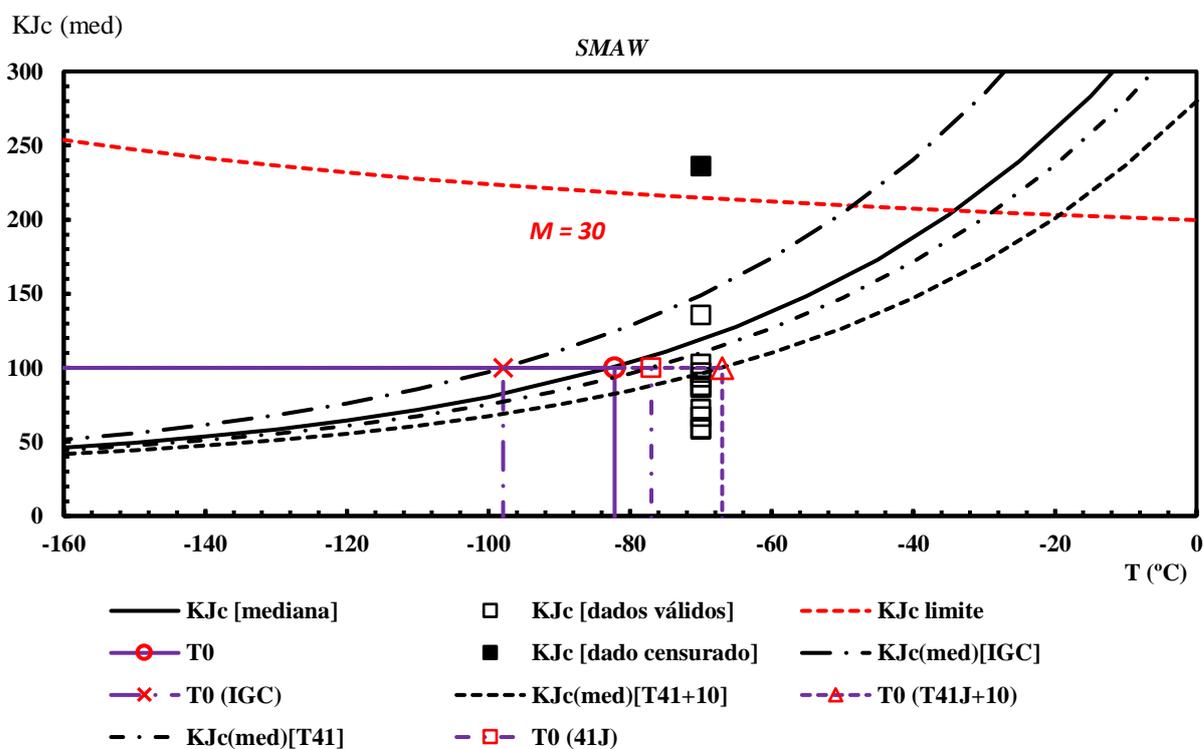
Figura 4.22 – Curvas mestra da junta SMAW provenientes das correlações $T_{41J} - 10$, T_{CVN} e $T_{0,IGC}$ 

Figura 4.23 - Curvas mestra da junta SMAW-PWHT provenientes das correlações $T_{41J} - 10$, T_{CVN} e $T_{0,IGC}$

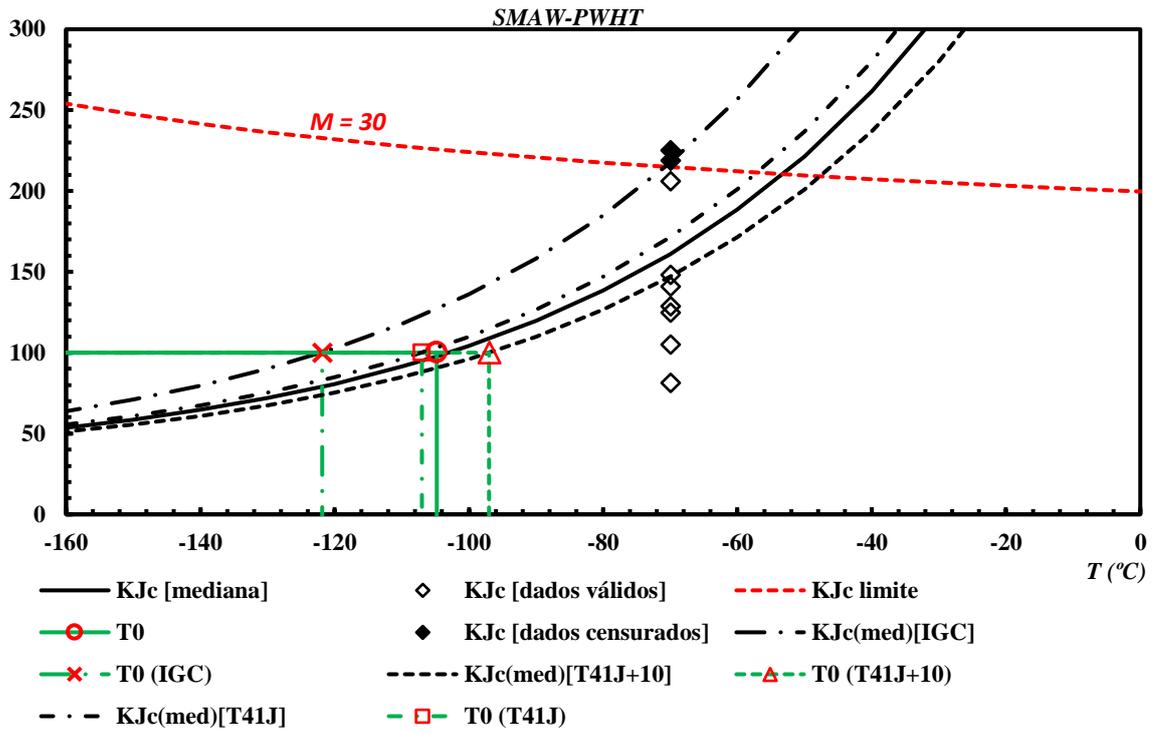


Figura 4.24 - Curvas mestra da junta FCAW [58] provenientes das correlações $T_{41J} - 10$, T_{CVN} e $T_{0,IGC}$

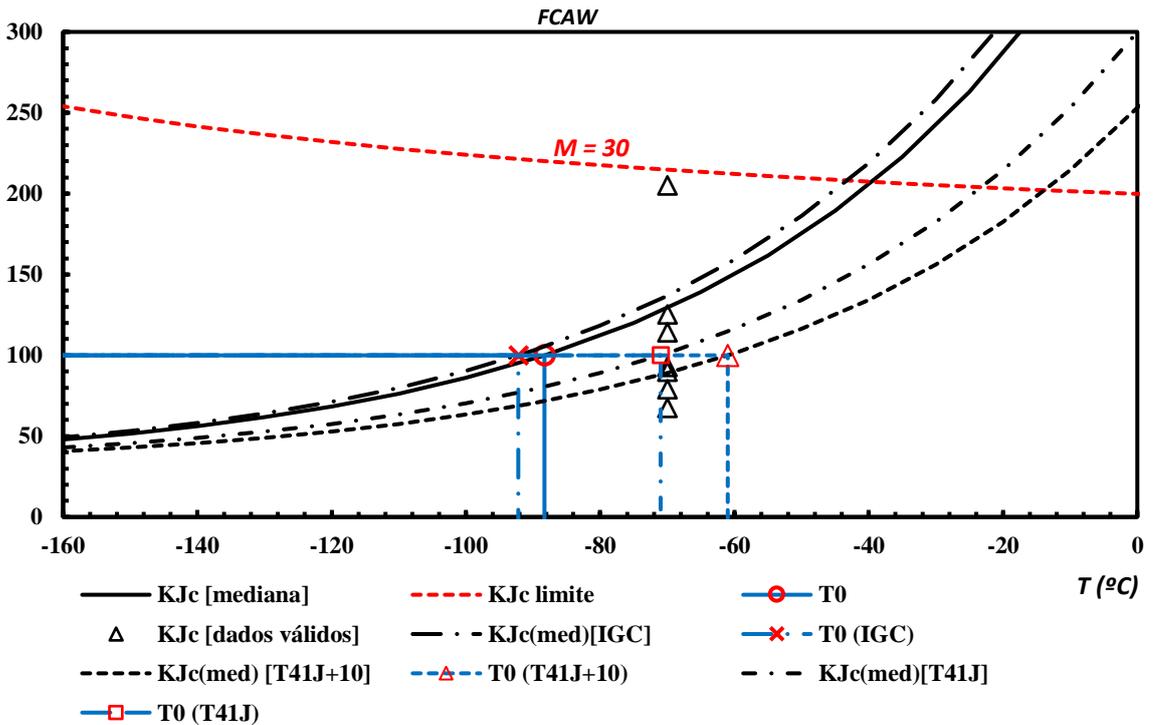
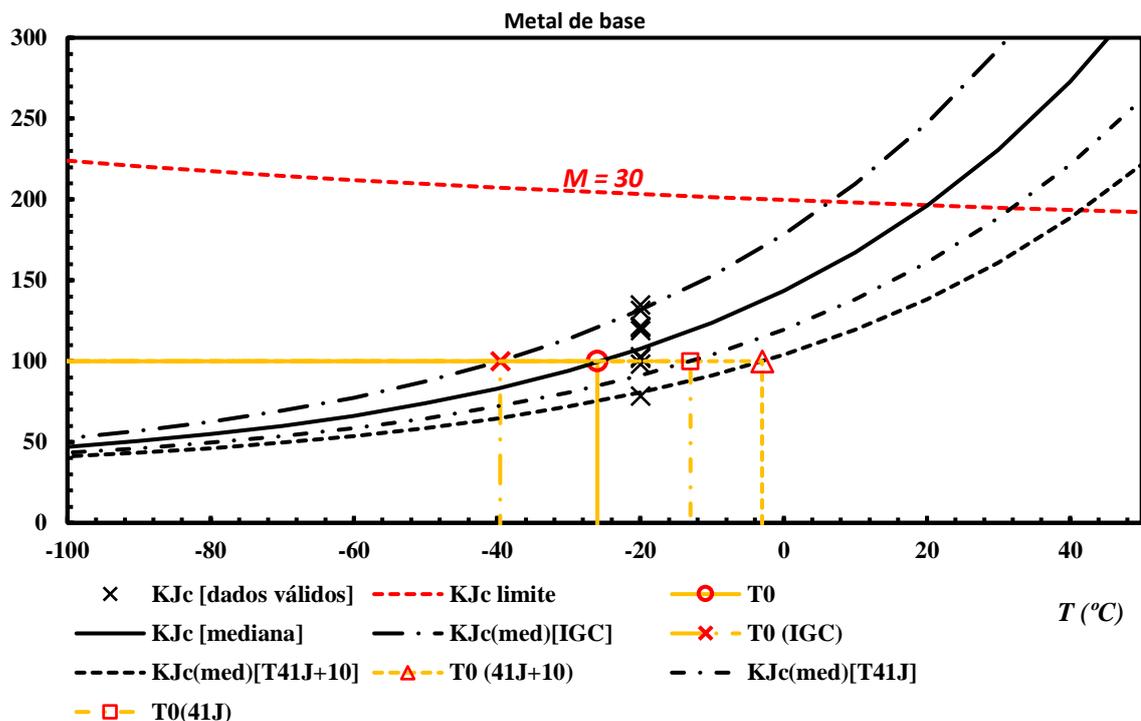


Figura 4.25 - Curvas mestra do metal de base provenientes das correlações $T_{41J} - 10$, T_{CVN} e $T_{0,IGC}$



Analisando a Tabela 4.15 e as Figuras 4.22 – 4.25, as correlações alternativas proporcionam uma temperatura de referência mais conservadora fazendo com que a curva mestra forneça valores de tenacidade relativamente menores conforme evidenciado pelas curvas deslocadas à direita em relação à curva mestra medida experimentalmente.

Embora a correlação proposta por SREENIVASAN [49] forneça estimativas mais próximas da temperatura de referência experimental ($T_{0,CM}$) dentre as correlações estudadas neste trabalho (vide Figs. 4.17 – 4.20), sua curva mestra, contudo, ainda se situa à esquerda da curva mestra obtida a partir da $T_{0,CM}$. Por outro lado, as duas curvas mestra provenientes das correlações propostas pelo autor se encontra à sua direita, indicando assim estimativas mais conservadoras de tenacidade à fratura.

Embora metais de solda, de um modo geral, apresentem uma complexidade maior por conta das diversas variáveis inerentes aos processos de soldagem (e.g., tensões residuais, heterogeneidade microestrutural, dissimilaridade mecânica, entre outras) quando comparados com metais de base (material “homogêneo”), as correlações alternativas propostas neste trabalho exprimem um potencial de aplicação tanto para metais de solda quanto metais de base.

5. CONSIDERAÇÕES FINAIS E CONCLUSÃO

Este trabalho realiza uma investigação experimental da aplicabilidade das correlações indiretas entre a energia Charpy-V e tenacidade à fratura ($T_{ECVN} + C \rightarrow T_0 \rightarrow K_{Jc(med)}$) na região de transição dúctil-frágil (RTDF) em juntas soldadas de um aço estrutural ARBL ASTM A572 Gr.50 fabricadas por meio do processo de soldagem a arco elétrico com eletrodo revestido (SMAW) e arame tubular (FCAW). Ensaios experimentais em corpos de prova de geometria SE(B) com trinca profunda tendo seu entalhe localizado no centro do cordão de solda (orientação T-L), fornecem valores experimentais de tenacidade à fratura frágil por clivagem para as juntas SMAW com e sem tratamento térmico de alívio de tensão. Complementarmente, dados de tenacidade à fratura de uma junta FCAW obtidos em estudos anteriores por Bianchi et. al. [58] são também empregados na análise da aplicabilidade das correlações. Ademais, um conjunto de dados de tenacidade reportados/obtidos por Barbosa e Ruggieri [59] são incluídos para servirem como referência (*benchmark*), uma vez que se trata do mesmo material de base utilizado para a fabricação das juntas soldadas (SMAW e FCAW). Uma abordagem estatística baseada na metodologia da curva mestra empregada em dados de tenacidade à fratura provenientes dos metais de solda possibilita determinar a relação de dependência da tenacidade à fratura por clivagem com a temperatura na RTDF das juntas soldadas. Ensaios convencionais de tenacidade ao entalhe em V por impacto Charpy são conduzidos a fim de caracterizar a curva de transição dúctil-frágil e fornecerem estimativas de tenacidade à fratura a partir da energia Charpy-V para o metal de base e suas juntas soldadas.

Os resultados provenientes das correlações $T_{ECVN} + C \rightarrow T_0 \rightarrow K_{Jc(med)}$ para as juntas soldadas SMAW e FCAW indicam que as correlações presentes na literatura, cuja estimativas de tenacidade à fratura estão de alguma forma associadas às energias Charpy de 28 e 41 J, podem eventualmente resultar em avaliações de integridade não conservadoras, uma vez que as estimativas de tenacidade à fratura são superiores aos valores experimentais. Um comportamento similar é também observado no contexto das correlações Charpy-V e tenacidade à fratura para o metal de base ASTM A572 Gr.50 ensaiados por Barbosa e Ruggieri [59]. Por outro lado, expressões alternativas de correlações, as quais a T_0 é estabelecida simplesmente a partir da temperatura associada a energia Charpy de 41J, fornecem estimativas de tenacidade à fratura bem mais próximas dos seus respectivos valores medidos de forma experimental. Dessa forma, a partir dos resultados obtidos neste trabalho, é recomendado que as atuais correlações entre a energia Charpy-V e tenacidade à fratura na RTDF empregadas

neste trabalho sejam aperfeiçoadas, visto que o principal objetivo das correlações é obter estimativas conservadoras de tenacidade à fratura, como é usualmente preconizado pelos procedimentos de avaliação de integridade estrutural (e.g., *fitness-for-service* – *FFS*).

Com base nos resultados aqui obtidos, o presente trabalho fornece, além de um conjunto de dados experimentais complementares, os quais contribuem com as atuais correlações entre a energia Charpy-V e tenacidade à fratura disponíveis na literatura, suporte para a aplicação das correlações entre a energia Charpy-V e tenacidade à fratura na RTDF para metais de solda (material heterogêneo).

Em suma, uma vez que os ensaios de tenacidade à fratura envolvem um nível de complexidade elevado para serem realizados, as correlações entre a energia Charpy-V e tenacidade à fratura emergem como um meio potencialmente exequível para obter estimativas de tenacidade à fratura na RTDF.

6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Em seguida são listadas algumas sugestões para trabalhos futuros a fim de aumentar a faixa de aplicabilidade da abordagem utilizada neste trabalho:

- Realizar estudo similar em corpos de prova miniaturizados de geometria PCVN (pre-cracked charpy V-notch);
- Realizar uma análise exploratória do efeito combinado dos efeitos do tratamento térmico de alívio de tensão com a variação de *span*;
- Empregar em outros tipos de materiais e juntas, como também em diferentes regiões da junta soldada – como a zona afetada pelo calor (ZAC), região crítica para as juntas no geral.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] O'BRIEN, Annette. **Welding handbook**: materials and applications. 9.ed. Miami : American Welding Society, 2011. Part.1, v. 4.
- [2] JENNEY, Cynthia. **Welding handbook**: welding processes. 9.ed. Miami: American Welding Society, 2004. Part. 1, v.2.
- [3] OKUMURA, T.; Taniguchi, C. **Engenharia de soldagem e aplicações**. Rio de Janeiro: LTC, 1982.
- [4] ANDERSON, T. L. **Fracture mechanics**: fundamentals and applications. 4 ed. Boca Raton: CRC Press, 2017.
- [5] WAINER, E.; BRANDI, S. D.; MELLO, F. D. H. de. **Soldagem**: processos e metalurgia. São Paulo: Edgard Blücher, 2019.
- [6] AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API 579-1/ ASME FFS-1**: Fitness-for-Service. **Washington, 2016**.
- [7] BRITISH STANDARD INSTITUTION. **BS 7910**: Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. London, 2013.
- [8] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E1820-20**: Standard test method for measurement of fracture toughness. West Conshohocken, 2020.
- [9] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS . **ASTM E1921-20**: Standard test method for determination of reference temperature, T_o , for ferritic steels in the transition range, West Conshohocken, 2020.
- [10] ASME BOILER AND PRESSURE CODE. **BPVC III/ NB- 2017** : Rules for construction of nuclear facility componentes-Division 1-Subsection NB-Class 1 components. New York, 2017.
- [11] ASME BOILER AND PRESSURE CODE **ASME BPVC.XI-2017**: Rules for inservice inspection of nuclear power plant componentes-Section XI, New York, 2017.
- [12] WALLIN, I. A simple theoretical charpy V- **KIc** Correlation for Irradiation Embrittlement. In: ASME PRESSURE VESSELS AND PIPING CONFERENCE, Honolulu, 1989. Innovative approaches to irradiation damage and fracture analysis. New York: ASME, 1990. v.170
- [13] SOKOLOV, M. A.; NANSTAD, R. K. Comparison of Irradiation-induced Shifts of **KJc** and charpy impact toughness for reactor pressure vessel steels: In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM OF MATERIALS,18., 1990. **Effects of radiation on**

materials. Philadelphia, Pa : American Society for Testing and Materials, 1999. p. 167-190 (ASTM STP 1325)

[14] JENNEY, Cynthia ; O'BRIEN , Annette. **Welding handbook**. 8.ed. Miami : American Welding Society , 2001. v. 1

[15] SREENIVASAN, P. R., Estimation of ASTM E-1921 reference temperature from charpy tests: charpy energy-fracture toughness correlation method. **Engineering Fracture Mechanics**, Kidlington, v. 75, n. 18, p. 5229-5245, 2008.

[16] BARBOSA, V. S. Investigação experimental dos efeitos de geometria e de carregamento sobre a distribuição dos valores de tenacidade à fratura por clivagem medidos na região de transição dúctil-frágil de um aço estrutural ferrítico. 2019. Tese (Doutorado)- Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2019.

[17] RICE, J.R. A path Independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. **Journal of Applied Mechanics**, New York, v.35, p. 379-386, 1968.

[18] HUTCHINSON, J.W. Singular behavior at the end of a tensile crack in a hardening material. **Journal Mechanics Physics Solids**, Kidlington, v. 16, n. 1. p. 13-31. jan. 1968.

[19] RICE, J. R.; Rosegren, G. F. Plane strain deformation near a crack tip in power law hardning material. **Journal Mechanics Physics Solids**, Kidlington, v. 16, n. 1. p. 1-12. Jan. 1968.

[20] SAXENA, A. **Nonlinear fracture mechanics for engineers**. Boca Raton: CRC Press, 1998.

[21] DONATO, G. H. B. Efeitos de heterogeneidades mecânicas sobre forças motrizes de trinca em juntas soldadas: determinação experimental de tenacidade e extensão de metodologias de avaliação de Criticidade de Defeitos. 2008. Tese(Doutorado)- Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2008.

[22] SAVIOLI, R. Estudo experimental do comportamento à fratura frágil em aços estruturais ferríticos e aplicações à determinação da curva mestra. 2016. Tese (Doutorado)- Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 2016.

[23] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E1820-18**: Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. West Conshohocken, 2018.

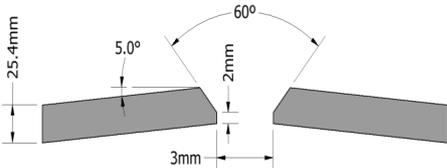
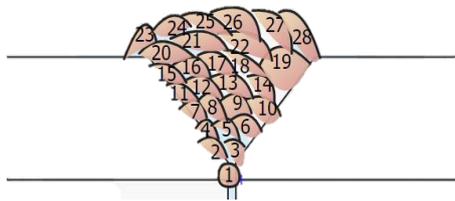
- [24] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS . **ASTM E1921-19:** Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T₀, for Ferritic Steels in the Transition Range. West Conshohocken, 2019.
- [25] KUHN, Howard ; MEDLIN, Dana . **ASM handbook** : mechanical testing and evaluation. Materials Park,OH : ASM International, 2008. v.8
- [26] GARCIA, A.; SPIN, J.; SANTOS, C. A. **Ensaio dos materiais**. Rio de Janeiro: LTC, 2000. 247p.
- [27] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E23-18:** Standard test methods for notched bar Impact testing of metallic Materials. West Conshohocken, 2018
- [28] ZHU, X-K.; JOYCE, J. A. Review of fracture Toughness (G, K, J, CTOD, CTOA) testing and standardization. **Engineering Fracture Mechanics**, Kidlington, v. 85, p. 1-46, May 2012.
- [29] TOYODA, M. **Fracture toughness evaluation of steel welds** : review Part 1. 1989. Osaka University ,Faculty of Engineering, Department of Welding and Production Engineering, Osaka, Japan, 1989.
- [30] ZERBST, U. et al., Review on fracture and crack propagation in weldments fracture mechanics perspective. **Engineering Fracture Mechanics**, Kidlington , v. 132, p. 200-276, 2014.
- [31] FORTES, C. **Apostila soldagem MIGMAG**. Contagem, MG: ESAB , 2005. Disponível em:https://www.esab.com.br/br/pt/education/apostilas/upload/1901104rev1_apostilas_oldagemmigmag_nova.pdf. Acesso em: 26 out. 2021
- [32] FORTES, C. **Apostila de arames tubulares**. Contagem , MG: ESAB, 2004.
- [33] WALLIN, K. The master curve method: a new concept for brittle Fracture. **International Journal of Materials and Product Technology**, Onley, v. 14, p. 342 – 354, 1999.
- [34] WALLIN, K. Statistical modelling of fracture in the ductile-to-brittle transition region defect assessment in Components: fundamentals and Applications, ESIS/EGF9. **Mechanical Engineering Publications**, London, p. 415-445, 1991.
- [35] RITCHI, R. O.; KNOOT, J. F.; RICE, J. R. On the Relationship between critical tensile stress and fracture toughness in mild steel. **Journal Mechanics Physics Solids**, Kidlington, v.21, n. 6, p. 395-410. nov. 1973.

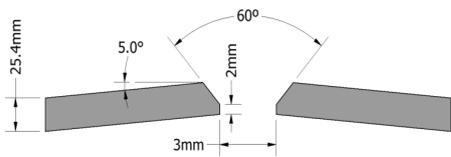
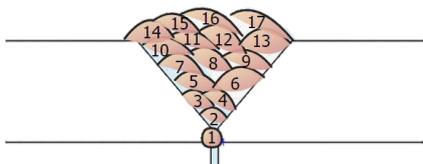
- [36] LIN, T.; EVANS, A. G.; RITCHIE, R. O. A statistical model of brittle fracture by transgranular cleavage. **Journal Mechanics Physics Solids**, Kidlington, v. 34, n. 5. p. 477-497. 1986.
- [37] SERVER, W.; CIPOLLA, R. Direct use of the fracture toughness master curve in ASME code, section XI, applications. In: PROCEEDINGS OF THE ASME PRESSURE VESSEL CONFERENCE, Paris, France, 2013 . New York : ASME, 2013.
- [38] MERKLE, et al. Technical basis for cases N-629 and N-631 as an Alternative for **RTNDT** reference temperature. In: ASME PRESSURE VESSELS AND PIPING CONFERENCE, San Antonio, Texas, 2007. **Proceedings** . New York : ASME, 2008. p. 39-48
- [39] MCABE, D. E.; MERLÇE, J. G.; WALLIN, K. R. W. An Introduction to the development and use of the master curve method. West Conshohocken, Pa : ASTM International, 2015. (ASTM manual series ; MNL 52)
- [40] CHEN, Z. et al., Estimation of fracture toughness of 16MnDR steel using master curves method and Charpy V-notch impact energy. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, Amsterdam, v. 96, p. 443-451, 2018.
- [41] BARSON, J. M.; ROLFE, S. T. **Correlations between K_{Ic} and Charpy V-notch test Results in the transition-temperature range**. [S.I.] : ASTM Internatiional, 1970. p. 281-302. (ASTM STP 466)
- [42] SAILORS, R. H.; CORTEN, H.T. **Relationship between material fracture toughness using fracture mechanics and transition temperature test**. West Conshohocken, Pa. : ASTM International, 1972. p. 164-191. (ASTM STP 514)
- [43] ROBERTS, R.; NEWTON, C. **Interpretive report on small scare test correlations with K_{Ic} data**. New York: Welding Research Council, 1981.
- [44] PHAAL, R. et al. **Correlation between fracture toughness and Charpy impact energy**. Abington : WI, 1994.
- [45] WALLIN, K. et al. Fracture properties of high performance steels and their Welds. **Engineering Fracture Mechanics**, Kidlington, v. 135, p. 219-231, 2015.
- [46] VALO, M. et al. Comparison of Charpy-V and J-integral transition emperature shifts in CrMoV pressure vessel steels. **International Journal Presser Vessels Piping**, London, v.55, p. 81-88, 1993.
- [47] PALLASPURO, S. et al. **$T_0 - T_{28J}$ Correlation of Low-Carbon Ultra-High-Strength Quenched Steels**, **Procedia Materials Science**, Amsterdam, v. 3, p. 1032-1037, 2014.

- [48] WALLIN, K. **Fracture toughness of engineering materials**: estimation and application. Warrington UK: EMAS Publishing, 2011.
- [49] SCREENIVASA, P. R. Estimation of ASTM E-1921 reference temperature from Charpy test: Charpy energy-fracture toughness correlation method. **Engineering Fracture Mechanics**, Kidlington, v. 75, n. 18, p. 5229-5245, 2008.
- [50] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM A572/A572M-18**: Standard specification for high-strength low-alloy columbium-vanadium structural steel. West Conshohocken, 2018.
- [51] AMERICAN WELDING SOCIETY. **AWS D1.1 - D1.1M:2010**. Structural welding code – steel, Miami, 2010.
- [52] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E1806-18**: Standard practice for sampling steel and iron for determination of chemical composition. West Conshohocken, 2018.
- [53] American Society Technical . **ASTM E8-16**: Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials. West Conshohocken, 2016.
- [54] OLDIFIELD, W. Fitting curves to toughness data. **Journal Testing Evaluation**, Conshohocken, PA, v. 7, n. 6, p.326-333, nov. 1979.
- [55] ERICKSONKIRK, M. T.; SHAIKH, A.; ERICKSONKIRK, M. A. Insights and observations arising from curve-fitting the Charpy V-notch and tensile data contained within the United States light water reactor surveillance data. In: ASME PRESSURE VESSELS AND PIPING CONFERENCE, San Antonio, Texas, 2008. **Proceedings**. New York : ASME, 2008. p. 389-396.
- [56] SOUZA, R. F.; RUGGIERI, C. Revised η -factors and J-CTOD relationships for SE(B) fracture specimens including 3D effects and implications for fracture toughness measurements. **Materials Performance and Characterization** , West Conshohocken ,v.4, n. 2, p. 34-54, 2015.
- [57] BERNARD, A.; BOS-LEVENBACH, E.C. Het uitzetten van waarnemingen op waarschijnlijkheids-papier/The plotting of observations on probability paper. **Statistical Neerlandica**, Oxford, v.7, n.3, p. 163-173, 1953.
- [58] BIANCHI, et al. Correlation of fracture toughness with Charpy impact energy for low alloy, structural steel welds. In: PRESSURE VESSELS PIPING & CONFERENCE, Waikoloa, Hawaii, 2017. **Proceedings**. New York : American Society of Mechanical Engineers, 2017.

- [59] BARBOSA, V. S.; RUGGIERI, C. Fracture toughness testing using non-standard bend specimens – Part II: Experiments and Evaluation of T_0 Reference Temperature for a low alloy structural steel. **Engineering Fracture Mechanics**, Kidlington, v. 195, p. 297-312, 2018
- [60] BARBOSA, V. S., et al. Charpy impact energy correlation with fracture toughness for low alloy structural steel welds. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, Amsterdam v. 113, jun. 2021.
- [61] JOYCE, J. A.; TREGONING, R. L., Development of the T_0 Reference Temperature from precracked Charpy specimens. **Engineering Fracture Mechanics**, Kidlington, v. 68, n.7, p.861-894, 2001.
- [62] WEIBULL, W. A statistical theory of the strength of materials. **Stockholm** : Royal Swedish Institute for Engineering Research, 1939. v. 151
- [63] RINNE, H. The weibull distribution : a handbook. Boca Raton: Chapman and Hall/CRC Press, 2009.
- [64] LANDES, J. ; SCHAFFER, D. Statistical characterization of fracture in the transition region. West Conshohocken, Pa. : ASTM International, 1980. p.368-382, 1980. (ASTM STP 700)
- [65] LANDES, J. D.; MCCABE, D. E. Effect of section size on transition temperature behavior of structure steel. *Fracture Mechanics*. West Conshohocken, PA: ASTM International, 1980. p. 378-392 (ASTM STP 833)

APÊNDICE A – Relatórios do processo de soldagem SMAW das chapas de aço
ASTM A572 GR50

Relatório do Processo de Soldagem - SMAW						1º Junta
						18/04/2019
						
Material da Chapa: Aço ASTM A572 GR50 Processo: Eletrodo Revestido (ER), $\phi=4\text{mm}$ Tipo da Junta: Junta de topo, Chanfro em V Modo da corrente: Corrente Contínua (CC) Consumível: E7018 (ESAB)			Posição de Soldagem: 1G Temperatura de Pré Aquecimento: $>105\text{ }^{\circ}\text{C}$ Angulação inicial: -5°C Soldador: Absalão			
Parâmetros de Soldagem						
Passe Nº	Camada Nº	Tensão (V)	Corrente (A)	Velocidade (cm/min)	Energia de soldagem(J/cm)	Temperatura Interpasse ($^{\circ}\text{C}$)
1 (raiz)	1	20	123	6,9	266,48	105
2	2	23	162,5	14,3	196,22	110
3	2	23	162	14,0	200,27	150
4	3	23	162	16,2	172,33	130
5	3	24	162	17,6	165,24	130
6	3	23	162	14,5	193,29	80
7	4	23	162	15,3	182,11	160
8	4	23	162	15,4	181,64	160
9	4	22	162	20,0	133,65	155
10	4	22	162	15,0	178,20	130
11	5	22	162	19,0	140,33	140
12	5	23	162	20,0	139,73	160
13	5	24	162	15,3	191,00	165
14	5	23	162	20,0	139,73	155
15	6	24	162	13,9	210,44	175
16	6	24	162	15,0	194,40	170
17	6	22	162	15,0	178,20	165
18	6	22	162	21,4	124,74	180
19	6	24	162	17,3	168,16	105
20	7	23	162	20,0	139,73	160
21	7	23	162	24,2	115,51	150
22	7	23	162	17,3	161,15	175
23	8	22	162	16,5	161,72	120
24	8	22	162	17,6	151,47	155
25	8	22	162	17,9	149,24	130
26	8	22	162	17,1	156,37	150
27	8	22	162	23,1	115,83	170
28	8	22	162	22,6	118,50	165

Relatório do Processo de Soldagem - SMAW					2º Junta	
					22/04/2019	
						
Material da Chapa: Aço ASTM A572 GR50 Processo: Eletrodo Revestido (ER), $\phi=4\text{mm}$ Tipo da Junta: Junta de topo, Chanfro em V Modo da corrente: Corrente Contínua (CC) Consumível: E7018 (ESAB)				Posição de Soldagem: 1G Temperatura de Pré Aquecimento: $>105\text{ }^{\circ}\text{C}$ Angulação inicial: -5°C Soldador: Absalão		
Parâmetros de Soldagem						
Passe Nº	Camada Nº	Tensão(V)	Corrent (A)	Velocidade (cm/min)	Energia de soldagem(J/cm)	Temperatura Interpasse($^{\circ}\text{C}$)
1(raiz)	1	20	108	6,5	247,4	105
2	2	23	163	11,0	256,7	110
3	3	23	163	14,5	194,4	140
4	3	22	163	12,8	210,0	115
5	4	23	163	12,7	221,7	118
6	4	22	163	13,9	193,3	120
7	5	22	163	15,7	171,1	120
8	5	21	163	16,0	160,9	135
9	5	21	163	15,1	170,4	125
10	6	23	163	14,5	194,4	115
11	7	23	163	13,2	213,7	115
12	8	23	163	18,5	151,7	120
14	9	22	168	20,7	134,1	130
15	9	22	168	18,0	153,7	140
16	9	22	168	20,4	136,0	145
17	9	22	168	27,8	99,6	160

ANEXO A - Tratamento estatístico dos valores de tenacidade baseada na distribuição de Weibull

A distribuição de probabilidade acumulada Tipo III – associada às distribuições de valores extremos-, dada pela equação de Weibull (Eq. 3.36) [62], aplicada ao tratamento de valores extremos de mínimo no contexto da mecânica da fratura, apresenta uma boa aderência aos dados experimentais de tenacidade à fratura na RTDF:

$$P(x) = 1 - \exp \left[- \left(\frac{x - a}{b} \right)^c \right] \quad (3.36)$$

em que $P(x)$ é a probabilidade acumulada de falha e os termos, a representa o parâmetro de posição – valor mínimo que a variável x pode assumir-, b parâmetro de escala – valor característico da variável x -, e c o parâmetro de forma – valor que mede o grau de dispersão de x . As influencias de tais parâmetros sobre as funções de probabilidade podem ser visualizadas no *Handbook* [63].

Após Landes e Schaffer [64] sugerir uma abordagem estatística para a caracterização dos valores de tenacidade à fratura na RTDF por meio da distribuição de Weibull biparamétrica (i.e., $a=0$), em seguida, Landes e McCabe [65] introduziram um valor limite (i.e. J_{min}) abaixo do qual a fratura não acontece. Sendo assim, sua forma triparamétrica é igual a:

$$P_f(J_c) = 1 - \exp \left[- \left(\frac{J_c - J_{min}}{J_0 - J_{min}} \right)^a \right] \quad (3.37)$$

Além disso, Landes e Schaffer [64], com o intuito de ajustar os efeitos da espessura na resposta da tenacidade à fratura, introduziram o conceito da correção por meio da Teoria do Elo Mais Fraco, a qual está relacionada com a presença de um sítio nucleador de trinca de maior dimensão. Sendo assim, quanto maior a espessura do corpo de prova, maior a probabilidade de encontrar um sítio nucleador à frente da trinca. Com o ajuste da espessura, a equação de Weibull tem a seguinte forma:

$$P_f(J_c) = 1 - \exp \left[- \frac{B_{nT}}{B_{1T}} \left(\frac{J_c - J_{min}}{J_0 - J_{min}} \right)^a \right] \quad (3.38)$$

em que B_{nT} é a espessura diferente de 25,4 mm e B_{1T} espessura de 25,4mm.