CEFET/RJ
DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

CARACTERIZAÇÃO DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DE JUNTAS SOLDADAS PELO PROCESSO ARAME TUBULAR *METAL CORED* COM ELETRODO ROTATIVO ATRAVÉS DE ENSAIOS *SMALL PUNCH*

Natalia Cordeiro Noce

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

Orientadores:
Luís Felipe Guimarães de Souza, D.Sc.
Tatiane de Campos Chuvas, D.Sc.

Rio de Janeiro
Dezembro de 2022

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Central do CEFET/RJ

N756 Noce, Natalia Cordeiro.
Caracterização das propriedades mecânicas de juntas soldadas pelo processo arame tubular metal cored com eletrodo rotativo através de ensaios small punch / Natalia Cordeiro Noce. — 2023.
x, 82f. : il. color. , enc.

Dissertação (Mestrado) Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, 2023.
Bibliografia : f. 78-82
Orientador: Luís Felipe Guimarães de Souza
Coorientadora: Tatiane de Campos Chuvas

1. Metais – Propriedades mecânicas. 2. Solda e soldagem. 3. Força (Mecânica) – Testes. I. Souza, Luís Felipe Guimarães de (Orient.). II. Chuvas, Tatiane de Campos (Coorient.). III. Título.

CDD 620.11292

Elaborada pela bibliotecária Tania Mello – CRB/7 nº 5507/04

CARACTERIZAÇÃO DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DE JUNTAS SOLDADAS PELO PROCESSO ARAME TUBULAR *METAL CORED* COM ELETRODO ROTATIVO ATRAVÉS DE ENSAIOS *SMALL PUNCH*

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

Natalia Cordeiro Noce

Banca Examinadora:

Prof. Luís Felipe Guimarães de Souza, D.Sc. (CEFET/RJ) (Orientador)

Prof. Tatiane de Campos Chuvas, D.Sc. (CEFET/RJ) (Coorientadora)

Prof. Jorge Carlos Ferreira Jorge, D.Sc. (CEFET/RJ)

Prof. Matheus Campolina Mendes, D.Sc. (CEFET/RJ)

Prof. Leonardo Sales Araújo, D.Sc. (COPPE/UFRJ)

Rio de Janeiro
Dezembro de 2022

Agradecimentos

Primeiramente gostaria de agradecer a minha mãe Roseli Cordeiro Noce, por ser a minha maior incentivadora nessa jornada.

Ao meu marido Rodolfo Nucci Porsani por ser o melhor apoio emocional que alguém poderia ter.

Aos meus orientadores Luís Felipe Guimarães de Souza e Tatiane de Campos Chuvas por terem me apoiado, guiado e incentivado. Obrigada por disponibilizarem seu tempo em um período tão conturbado. Sem vocês não teria sido possível a realização desse trabalho.

Ao professor Matheus Campolina Mendes pela sua paciência, ajuda e idas ao CEFET/RJ só para que eu pudesse ter acesso ao LAMAT.

Ao professor Jorge Carlos Ferreira Jorge pela disponibilização do material estudado.

Ao técnico do Laboratório Brenno Duarte por ir ao CEFET/RJ mesmo sem precisar estar lá para que eu pudesse terminar todas as etapas presenciais desse estudo.

E por fim toda a minha família e amigos por sempre permanecerem ao meu lado.

RESUMO

CARACTERIZAÇÃO DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DE JUNTAS SOLDADAS PELO PROCESSO ARAME TUBULAR *METAL CORED* COM ELETRODO ROTATIVO ATRAVÉS DE ENSAIOS *SMALL PUNCH*

Devido à crescente necessidade da indústria em avaliar os efeitos da degradação das propriedades mecânicas de equipamentos ainda em operação, foram desenvolvidos testes miniaturizados como o Small Punch Test (SPT). Para a realização desses ensaios, são necessários corpos de prova de tamanho bem menor que os dos ensaios convencionais de tração. Constituído por discos com 3 a 8 mm de diâmetro e 0,25 a 0,5 mm de espessura, por exemplo, é classificado como ensaio não destrutivo pois a quantidade de material a ser removido é muito pequena e não compromete, na maioria dos casos, a integridade do maquinário analisado. Dentre as diversas aplicações deste ensaio, destaca-se a possibilidade de analisar as diferentes partes das juntas soldadas, principalmente a zona termicamente afetada (ZTA), cujas dimensões não permitem a análise de suas propriedades mecânicas por meio de ensaios convencionais. Assim, o presente trabalho tem como objetivo determinar as propriedades mecânicas (tensão limite de escoamento, tensão limite de resistência e alongamento percentual) através de ensaios Small Punch de diferentes regiões de uma junta soldada pelo processo Metal Cored Arc Welding (MCAW) com eletrodo rotativo (MCAW-RE), esse processo de soldagem ainda é recente e necessita de mais estudos para consolidar sua aplicação na indústria. O MCAW-RE foi concebido para soldagem com chanfros estreitos, pois a rotação do eletrodo dispersa o metal de adição nas paredes do chanfro, essa característica do processo é vantajosa pois reduz a falta de fusão lateral, a distorção da junta e os custos de produção. Os resultados encontrados para a tensão limite de resistência e alongamento percentual foram bastante homogêneos para todas as regiões estudadas, porém para a tensão limite de escoamento, em todos os casos, apresentou maior dispersão, necessitando de uma melhor avaliação da aplicação da técnica de ensaio para o estudo desta propriedade mecânica especificamente.

Palavras-chave: *Small Punch Test*, MCAW-RE, Propriedades Mecânicas, Ensaio de Tração

ABSTRACT

MECHANICAL PROPERTIES CHARACTERIZATION OF WELDED JOINTS OBTAINED BY THE METAL CORED ARC WELDING WITH ROTATING ELECTRODE PROCESS USING SMALL PUNCH TESTS

Due to the growing need of the industry to evaluate the degradation effects of the mechanical properties of equipment still in operation, miniaturized tests such as the Small Punch Test (SPT) were developed. In order to carry out these tests, specimens of a much smaller size than those of conventional tensile tests. Consisting of discs with 3 to 8 mm of diameter and 0.25 to 0.5 mm thick, as an example, it is classified as a non-destructive test since the amount of material to be removed it is very small and does not compromise, in most cases, the integrity of the analysed machinery. Among the various applications of this test, the possibility of analysing the different parts of welded joints, especially the heat affected zone (HAZ), whose dimensions does not allow analysis of its mechanical properties by conventional tests. Thus, the present work aims to determine the mechanical properties (yield stress, yield strength and elongation) through Small Punch tests of different regions of a joint welded by the Metal Cored Arc Welding (MCAW) process with rotating electrode (MCAW-RE), this welding process is still recent and needs further studies to consolidate its application in the industry. The MCAW-RE was conceived for welding with narrow gaps, since the rotation of the electrode spreads the filler metal on the walls of the bevel, this characteristic of the process is advantageous because it reduces the lack of lateral fusion, the distortion of the joint and the production costs. The results found for the yield strength and elongation were quite homogeneous for all regions studied, however for the yield stress, in all cases, it had a higher dispersion, requiring a better evaluation of the application of the test technique to the study of this mechanical property specifically.

Keywords: Small Punch Test, MCAW-RE, Mechanical Properties, Tensile Tests

Sumário

LISTA DE FIGURAS viii
LISTA DE TABELAS x
CAPÍTULO I 1
INTRODUÇÃO 1
CAPÍTULO II 4
REVISÃO BIBLIOGRÁFICA 4
II.1. *Small Punch Test* 4
II.1.1 *Small Punch Test* Aplicado em Juntas Soldadas 18
II.2. Processo de Soldagem GMAW e MCAW com Eletrodo Rotativo (GMAW-RE/MCAW-RE) 20
II.2.1. Propriedades Mecânicas Resultantes do Processo 25
CAPÍTULO III 27
MATERIAIS E MÉTODOS 27
III.1. Materiais Utilizados 27
III.1.1. Material Base 27
III.1.2. Material de Adição 28
III.2. Processo de Soldagem 29
III.3. Ensaio *Small Punch* 30
III.3.1. Dispositivo 30
III.3.2. Preparo das Amostras 31
III.3.3. Montagem do Sistema 33
III.3.4. Análise dos dados obtidos 34
II.4. Caracterização Microestrutural 36
III.5. Ensaio de Microdureza 37
III.6. Fluxograma de Atividades 37
CAPÍTULO IV 39
RESULTADOS 39
IV.1. Resultados Gerais 39
IV.2. Metal de Base 45
IV.2.1. Tensão Limite de Escoamento 45
IV.2.2. Tensão Limite de Resistência 46
IV.2.3. Alongamento Percentual 47
IV.3. Zona Termicamente Afetada 48
IV.3.1. Tensão Limite de Escoamento 49
IV.3.2. Tensão Limite de Resistência 49
IV.3.3. Alongamento Percentual 50
IV.4. Metal de Solda 50
IV.4.1. Tensão Limite de Escoamento 50
IV.4.2. Tensão Limite de Resistência 51

IV.4.3. Alongamento Percentual 53
CAPÍTULO V 54
DISCUSSÃO 54
V.1. Tensão Limite de Escoamento 54
V.2. Tensão Limite de Resistência 60
V.3. Alongamento Percentual 65
V.4. Caracterização Microestrutural 68
V.5. Microdureza 74
CAPÍTULO IV 76
CONCLUSÕES 76
SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS 77
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 78

LISTA DE FIGURAS

Figura II.1 - Esquema das configurações das matrizes de ensaio..... 5
Figura II.2 - Geometria dos punções (a) cabeça hemisférica, (b) cabeça esférica (LANCASTER & JEFS, 2018). 5
Figura II.3 - Geometria do aparato utilizado para a realização dos ensaios *Small Punch Test* (adaptado de CHICA *et al*., 2018). 6
Figura II.4 - Geometria padrão das amostras para os ensaios *Small Punch Test* (adaptado de LUCON *et al*., 2021)..... 7
Figura II.5 - Esquema do funcionamento do *Scoop Cutter Sampling* (adaptado de CWA 15627 *Part B*, 2006). 8
Figura II.6 - Curva obtida através do ensaio SPT para um material dúctil em temperatura ambiente (adaptado de GARCÍA *et al*., 2014). 9
Figura II.7 - Curva obtida através do ensaio SPT (adaptado de PRAKASH & ARUNKUMAR, 2015)..... 10
Figura II.8 - Curva característica do *Small Punch Test* e modo de fratura de cada região (adaptado de RASCHE & KUNA, 2015). 11
Figura II.9 - Diferentes formas de determinação de Py (adaptado de GARCÍA *et al*., 2014). 12
Figura II.10 - Tipos de fratura que ocorrem durante o ensaio STP. 15
Figura II.11 - Esquema de orientação da retirada de amostras para ensaio SPT. (ALTSTADT *et al*., 2016). 16
Figura II.12 - Curvas carga aplicada vs. deslocamento do punção do SPT em diferentes temperaturas (a) amostras com orientação T, (b) amostras com orientação S (adaptado de ALTSTADT *et al*., 2016). 17
Figura II.13 - Correlação entre o carregamento máximo ($Pmáx$) nos ensaios SPT e a resistência a tração (σUTS) (adaptado de HONG *et al*., 2015). 18
Figura II.14 - Curvas Carga vs. Deslocamento típicas do ensaio *Small Punch Test*. (adaptado de FAN *et al*., 2020). 19
Figura II.15 - Dados do SPT: (a) deslocamento na carga máxima, (b) carga máxima, (c) energia do SPT. (adaptado de FAN et al., 2020). 19
Figura II.16 - Microestruturas (a) Metal de Base (b) Zona Termicamente Afetada. 20
Figura II.17 – Demonstração do movimento de rotação do arame eletrodo para o processo GMAW-RE: (a) Com bocal e (b) Sem bocal. (SILVEIRA, 2018)..... 21
Figura II.18 – Esquema da tocha de soldagem com eletrodo rotativo. (adaptado de WANG *et al*., 2007). 22
Figura II.19 – Correspondência entre o diâmetro de giro e o diâmetro de giro efetivo. (adaptado de SPINARC OPERATIONAL MANUAL, 2017). 23
Figura II.20 - Diâmetro da gota fundida em função da frequência de rotação. (adaptado de WANG *et al*., 2007). 24
Figura II.21 - Influência da velocidade de rotação na forma do cordão 25
Figura III.1 – Microestrutura do aço ASTM A-516 Grau 70 através de microscopia óptica. Aumento: 500x. Ataque: Nital 2%. 28
Figura III.2 – Geometria da junta utilizada na soldagem. 29
Figura III.3 - Macrografia da junta soldada. Ataque: Nital 2%..... 30
Figura III.4 - Dispositivo desenvolvido por LOYOLA (2017). 31
Figura III.5 – Esquematização do processo de corte para obtenção dos corpos de prova. 32
Figura III.6 – Demarcação da retirada dos cilindros. 32
Figura III.7 - Corte das amostras..... 33
Figura III.8 - Corpos de prova finalizados..... 33
Figura III.9 - Sistema montado para a realização do *Small Punch Test*. 34
Figura III.10 - Determinação de Py pelos métodos de MAO & TAKAHASHI (1987) e o do

Código de Práticas do CEN (2006). 35
Figura III.11 – Fluxograma de atividades. 38
Figura IV.1 - Curva carga aplicada vs. deslocamento do punção para (a) metal de base, (b) zona termicamente afetada e (c) metal de solda na velocidade de 0,5 mm/min. ... 40
Figura IV.2 – Repetitividade das curvas carga aplicada vs. deslocamento do punção para (a) metal de base, (b) zona termicamente afetada e (c) metal de solda na velocidade de ensaio de 0,2 mm/min. 42
Figura IV.3 - Repetitividade das curvas carga aplicada vs. deslocamento do punção para (a) metal de base, (b) zona termicamente afetada e (c) metal de solda na velocidade de ensaio de 0,5 mm/min. 44
Figura V.1 - Resultado para a tensão limite de escoamento do aço ASTM A-516 Grau 70. 54
Figura V.2 – Resultado geral para a tensão limite de escoamento para a zona termicamente afetada. 55
Figura V.3 - Resultado para a tensão limite de escoamento para a zona termicamente afetada por proximidade da junta soldada para (a) Técnica de MAO & TAKAHASHI (1987) e (b) para as normas CEN CWA 15627:2006 e ASTM E320-20. 57
Figura V.4 - Resultado para a tensão limite de escoamento para o metal de solda para (a) Técnica de MAO & TAKAHASHI (1987) e (b) para as normas CEN CWA 15627:2006 e ASTM E320-20. 59
Figura V.5 - Resultados para a tensão limite de resistência para o aço ASTM A-516 Grau 70. 60
Figura V.6 - Resultado geral para a tensão limite de resistência para a zona termicamente afetada. 61
Figura V.7 - Resultados para a tensão limite de resistência para a zona termicamente afetada por proximidade da junta soldada (a) referente a Equação II.2 e (b) referente a Equação II.3. 62
Figura V.8 - Comparação dos valores de dm e $druptura$ da zona termicamente afetada para as duas velocidades de ensaios empregadas. 63
Figura V.9 - Resultados para a tensão limite de resistência para o metal de solda (a) referente a Equação II.2 e (b) referente a Equação II.3. 64
Figura V.10 - Comparação dos valores de dm e $druptura$ do metal de solda para as duas velocidades de ensaios empregadas. 65
Figura V.11 - Resultados para o alongamento percentual para o aço ASTM A-516 Grau 70. 66
Figura V.12 - Resultados para o alongamento percentual para a zona termicamente afetada. 67
Figura V.13 - Resultados para o alongamento percentual para o metal de solda. 68
Figura V.14 – Posicionamento das regiões observadas em relação à vista transversal da amostra ensaiada. 69
Figura V.15 - Micrografia obtida por meio de microscópio óptico da amostra de ZTA (CP1). 70
Figura V.16 - Micrografia obtida por meio de microscópio óptico da amostra de ZTA (CP2). Aumento: 200x. Ataque: Nital 2%. 71
Figura V.17 - Micrografia obtida por meio de microscópio óptico da amostra de ZTA (CP3). Aumento: 200x. Ataque: Nital 2%. 72
Figura V.18 - Micrografia obtida por meio de microscópio óptico da amostra de ZTA (CP4). Aumento: 200x. Ataque: Nital 2%. 73
Figura V.19 – Microestrutura da CP3, obtida utilizando-se microscópio óptico. Aumento: 500x. Ataque: Nital 2%. 74
Figura V.20 – Resultados do ensaio de microdureza para amostras da zona termicamente afetada. 75

LISTA DE TABELAS

Tabela III.1 – Composição química do material de base. 27
Tabela III.2 – Propriedades mecânicas do ASTM A-516 Gr 70. 27
Tabela III.3 – Propriedades mecânicas do AWS E110C-K4 H4. 28
Tabela III.4 - Composição química do material de adição. 29
Tabela III.5 - Parâmetros de soldagem. 30
Tabela III.6 – Processo de obtenção da constante de ensaio $\alpha 1$ 36
Tabela IV.1 - Valores de Pm, dm e Py, para as diferentes regiões da solda obtidos pelo ensaio SPT a diferentes velocidades. 45
Tabela IV.2 - Resultados da tensão limite de escoamento por SPT para o aço ASTM A-516 Grau 70. 46
Tabela IV.3 - Resultados da tensão limite de resistência por SPT para o aço ASTM A-516 Grau 70. 47
Tabela IV.4 - Resultados do alongamento percentual por SPT para o aço ASTM A-516 Grau 70 48
Tabela IV.5 – Resultados da tensão limite de escoamento por SPT para a zona termicamente afetada. 49
Tabela IV.6- Resultados da tensão limite de resistência por SPT para a zona termicamente afetada. 49
Tabela IV.7 - Resultados do alongamento percentual por SPT para a zona termicamente afetada 50
Tabela IV.8 - Resultados da tensão limite de escoamento por SPT para o metal de solda. 51
Tabela IV.9 - Resultados da tensão limite de resistência por SPT para o metal de solda. 52
Tabela IV.10 - Resultados do alongamento percentual por SPT para o metal de solda. 53

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Técnicas de ensaio com amostras em miniatura são utilizadas principalmente para manter a integridade durante a avaliação de equipamentos em serviço, visando uma operação segura e a extensão da vida útil do mesmo. Dentre os diferentes ensaios em miniatura desenvolvidos, o *Small Punch Test* (SPT) é considerado o mais promissor para a caracterização das propriedades mecânicas dos materiais, sendo requerida uma amostra de pequeno tamanho, em alguns casos de dimensões comparáveis ao exigido para a microscopia eletrônica de transmissão (MET), neste caso, um disco de 3 milímetros de diâmetro por 0,25 milímetros de espessura (PRAKASH & ARUNKUMAR, 2015).

O ensaio mecânico convencional mais utilizado para a caracterização das propriedades dos materiais metálicos é o ensaio de tração, visto que através dele é possível determinar diversas propriedades mecânicas tais quais: tensão limite de escoamento, tensão limite de resistência, alongamento percentual, módulo de resiliência e módulo de tenacidade. Para a fabricação dos corpos de prova (CP) para os ensaios de tração convencionais é preciso a utilização de um volume de material relativamente grande e a finalização do ensaio que, de maneira geral, acontece com o rompimento do corpo de prova, o torna inutilizável. Devido a esse fator, o ensaio de tração convencional é considerado destrutivo, o que limita seu uso, por exemplo, em casos de avaliação da perda de resistência mecânica em equipamentos ou peças ainda em serviço (CALLISTER & RETHWISCH, 2014).

Por esta razão, ao querer avaliar um componente infligindo o menor dano possível, se torna conveniente o uso de testes em miniatura como o *Small Punch*, que vem sendo desenvolvido de modo a utilizar um volume de material bastante reduzido e que pode ser extraído dos componentes em operação, sendo considerado assim um ensaio não destrutivo (RODRÍGUEZ *et al*., 2009). Os ensaios em miniatura permitem a avaliação de uma variedade de propriedades mecânicas, como tensão limite de escoamento, tensão limite de resistência, resistência a fluência e tensão de ruptura.

Em ensaios de tração convencionais o corpo de prova retirado de juntas soldadas contém as três regiões que a compõem; metal de base (MB), metal de solda (MS) e zona termicamente afetada (ZTA). Quando a junta é feita corretamente a ruptura do corpo de prova acontece na região do MB. Para se determinar exclusivamente as propriedades de um MS, utilizam-se corpos de prova do tipo “*all weld metal*”, ou seja,

todo o corpo de prova é constituído de metal de solda. Entretanto, existe uma dificuldade da determinação das propriedades mecânicas da ZTA, visto que a mesma apresenta dimensões que na maioria dos casos impossibilita a sua avaliação independente. Devido a essa dificuldade, os ensaios *Small Punch* vêm ganhando cada vez mais visibilidade. Entretanto, por ser um método de teste indireto, necessita que uma correlação apropriada seja feita com os ensaios convencionais, para que uma aplicação prática possa ser realizada. Essa correlação é calculada através das propriedades do metal de base por serem mais facilmente rastreáveis (HONG *et al*., 2015).

Neste trabalho, a técnica *Small Punch* será avaliada para a determinação das propriedades mecânicas das regiões de uma junta soldada obtida pelo processo *Metal Cored Arc Welding* com eletrodo rotativo (MCAW-RE). Processos de soldagem com eletrodo rotativo vem sendo utilizados em diversos setores, como por exemplo na indústria automotiva, dutos, indústria *offshore*, indústria aeroespacial, construção naval, revestimentos, tanques de armazenamento e vasos de pressão. Este processo foi inicialmente desenvolvido para procedimentos de soldagem em juntas de chanfro estreito ("*narrow gap*") devido a sua capacidade de dispersar o material de adição para as paredes laterais do chanfro, minimizando a ocorrência de defeitos de soldagem como a falta de fusão lateral, sendo bastante comuns na construção de dutos *offshore* e *cross-country* (PRASAD *et al*., 2018).

Segundo PRASAD *et al*. (2018) utilizar o procedimento de soldagem com eletrodo rotativo possui diversas vantagens sobre o procedimento convencional. Dentre elas, a junta pode ser modificada para que não haja a necessidade de fabricação do chanfro, reduzindo dos custos de produção e os riscos à segurança relativos ao manuseio de grandes placas e equipamentos de chanfragem. Ao utilizar o chanfro estreito têm-se uma significativa redução da distorção das peças fabricadas assim como as tensões residuais associadas ao procedimento, a distorção angular também é reduzida usando esse tipo de chanfro, visto que, esse tipo de distorção é associado ao número de passes, ao procedimento de soldagem e a geometria da junta. Como são necessários menos passes para preencher a geometria de uma junta estreita, isso resulta numa menor distorção angular e longitudinal.

Uma vez que os processos de soldagem a arco em geral, produzem zonas termicamente afetadas com dimensões que não permitem retirar um corpo de prova de tração, exclusivamente dessa região, o *Small Punch Test* se torna uma ferramenta interessante para avaliação da junta soldada, principalmente quando se busca analisar um novo procedimento como o MCAW-RE para uso industrial.

Por meio deste procurou-se avaliar primeiramente se o Small Punch é um ensaio passível de ser aplicado nas regiões da junta soldada sem prejuízo aos resultados,

posteriormente foram examinados os resultados obtidos para a tensão limite de escoamento, tensão limite de resistência e alongamento percentual de cada uma das regiões da junta para determinar se ela apresenta os requisitos necessários para sua utilização industrial.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

II.1. *Small Punch Test*

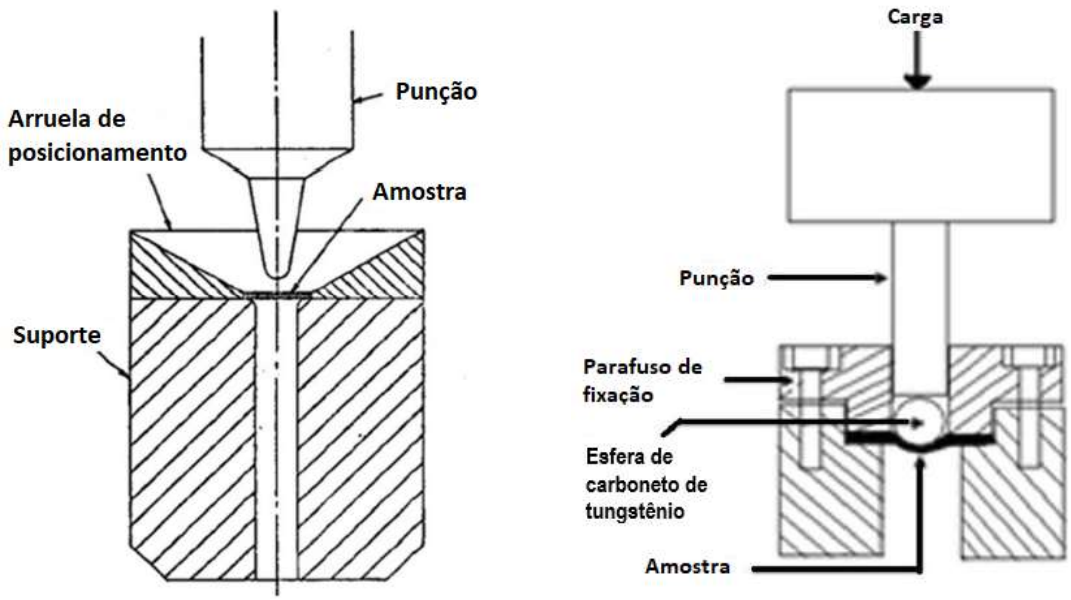
O desenvolvimento de ensaios mecânicos em miniatura visa a possibilidade de caracterizar as propriedades mecânicas dos materiais utilizando corpos de prova de diferentes formas e de volume muito inferior ao de ensaios mecânicos convencionais. As técnicas de ensaio com corpos de prova em miniatura são preferíveis aos ensaios convencionais em duas instâncias principais: quando o volume de material é limitado e quando o material a ser caracterizado é de difícil manuseio, como por exemplo, materiais radioativos (ARUNKUMAR, 2019). Além disso, a redução do volume de material necessário para a realização dos ensaios se constitui em uma redução dos custos, o que torna o ensaio miniatura mais vantajoso também do ponto de vista econômico (MANAHAN *et al*.,1981).

A primeira literatura técnica apresentando corpos de prova em formato de disco foi publicada em 1981 por MANAHAN *et al*., onde os espécimes utilizados eram do mesmo tamanho que os de microscopia eletrônica de transmissão (com dimensões de 3,0 mm de diâmetro e 0,25 mm de espessura) e foi denominado *Miniaturized Disc Bend Test* (MDBT). O objetivo inicial desse ensaio era a avaliação das propriedades mecânicas de componentes da indústria nuclear, de modo a verificar a ação de diferentes níveis de radiação na degradação de equipamentos. O MDBT é capaz de determinar a resposta de tensão/força biaxial, ductilidade biaxial, comportamento de relaxamento de tensão, resposta de fluência biaxial e ductilidade de fluência biaxial.

O ensaio foi patenteado em 1986 por MANAHAN *et al.* (1986) sendo denominado *Miniaturized Bend Test* (MBT). O MBT é um ensaio em miniatura que caracteriza as propriedades mecânicas de materiais metálicos e em sua patente se explica: todo o equipamento necessário para sua realização; as dimensões dos corpos de prova; e a demarcação das zonas na curva carga vs. deslocamento do punção, obtida como resultado dos testes. Através da pesquisa de MANAHAN *et al*. (1981) também foram obtidas informações importantes como a influência da temperatura no ensaio, a influência do diâmetro da ponta do punção e a taxa de deslocamento do mesmo para resultados mais acurados.

O *Small Punch Test* (SPT) é um *Miniaturized Disc Bend Test* modificado, sendo a principal diferença o grau de restrição imposto as amostras. Enquanto no MDBT o corpo de prova é somente apoiado, no SPT ela é fixada entre duas matrizes, como pode

ser visto na Figura II.1 (ARUNKUMAR, 2019).



(a) (b)

Figura II.1 - Esquema das configurações das matrizes de ensaio.
(a) MDBT, (b) SPT (adaptado de ARUNKUMAR & PRAKASH, 2016).

No *Small Punch Test* uma amostra fina, firmemente presa entre duas matrizes circulares, é deformada através de uma carga aplicada axialmente por um punção de ponta hemisférica até seu ponto de falha. Alternativamente, pode-se utilizar uma esfera dura colocada na ponta de um punção plano ou côncavo (Figura II.2). A vantagem dessa última configuração é a fácil substituição da esfera, evitando que o desgaste desta prejudique resultados reprodutíveis (BRUCHHAUSEN *et al*., 2016).

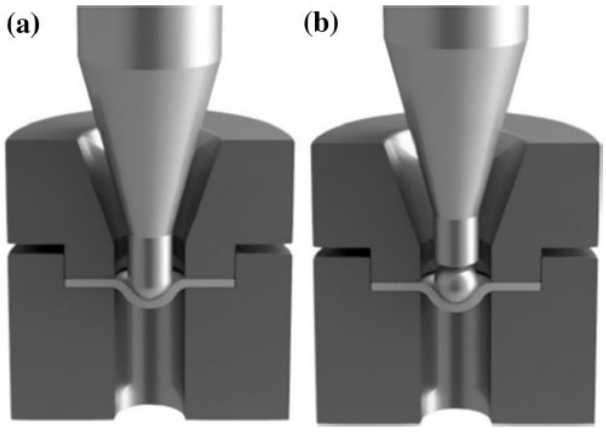


Figura II.2 - Geometria dos punções (a) cabeça hemisférica, (b) cabeça esférica (LANCASTER & JEFS, 2018).

Um esquema mais detalhado da matriz de ensaio *Small Punch Test* pode ser visto na Figura II.3.

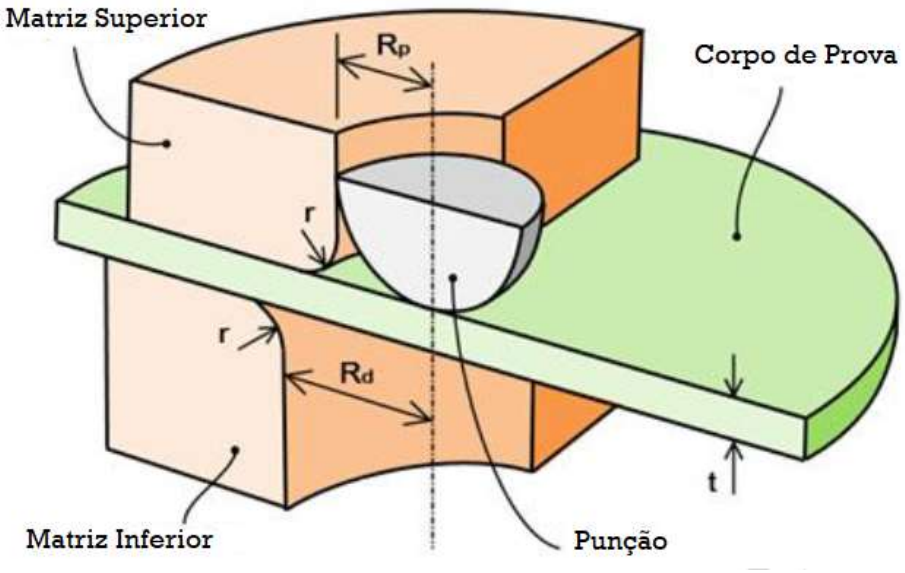


Figura II.3 - Geometria do aparato utilizado para a realização dos ensaios *Small Punch Test* (adaptado de CHICA *et al*., 2018).

Onde: R_p = raio do punção

R_d = raio da matriz inferior

Devido ao fato de o SPT ser estudado como uma alternativa aos ensaios convencionais para análise das propriedades mecânicas e resistência a fluência, e por seu potencial para a aplicação industrial, foi criado o documento, CWA 15627:2006, pela Comissão Europeia de Normalização (CEN) que apresenta um conjunto de normas e práticas para a realização do SPT, de modo a produzir um padrão para a indústria e uma metodologia de teste. Esse código de práticas fornece recomendações de parâmetros de ensaio, análise dos dados obtidos pelo mesmo e possíveis geometrias para as amostras. O documento prevê um corpo de prova de diâmetro padrão (D) igual a 8,0 mm e espessura padrão (t_0) de 0,5 mm como mostra a Figura II.4. Corpos de prova quadrados, normalmente com arestas de 10,0 mm, e variações de espessura indo de 0,2 a 0,6 mm também estão previstos. Os CPs quadrados não são muito utilizados, pois possuem uma tendência ao dobramento durante o processo, podendo afetar de maneira negativa os resultados dos ensaios, os CPs circulares são mais homogêneos e por isso considerados mais adequados.

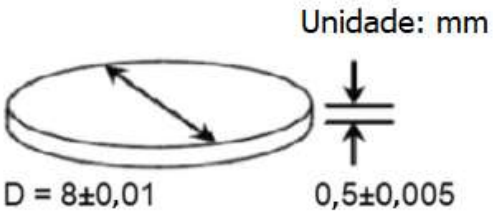


Figura II.4 - Geometria padrão das amostras para os ensaios *Small Punch Test* (adaptado de LUCON *et al*., 2021).

A *American Society for Testing and Materials* (ASTM) em 2020 lançou um novo código de práticas para a realização dos ensaios *Small Punch.* A normativa instrui o procedimento de ensaio de maneira bastante similar ao código apresentado em 2006 pela CEN, sendo a única diferença relevante a velocidade de ensaio mais utilizada. Na CWA 15627:2006 a velocidade de ensaio indicada como mais usual é a de 0,2 mm/min, enquanto na E3205−20 a indicada é de 0,5 mm/min.

A avaliação da vida útil de equipamentos é geralmente conservadora, tanto por questões de segurança quanto pelas incertezas, por não se ter dados sobre as propriedades mecânicas de componentes específicos decorrente dos processos de fabricação e tecnologias aplicadas durante a produção. A determinação das propriedades mecânicas, com precisão, do material em operação é um elemento-chave para o aprimoramento da confiabilidade desses elementos, para a otimização dos procedimentos operacionais, para a fixação dos intervalos de inspeção, e para a definição de uma rotina de manutenção e reparo, visando estender a vida útil do maquinário em questão (FLEURY & HA, 1998).

HYDE *et al.* (2010) considera o ensaio *Small Punch* não destrutivo, podendo ser aplicado em equipamentos ainda em operação sem prejudicar seu funcionamento. Devido a essa característica, a norma CWA 15627:2006 *Part B* apresenta uma tecnologia denominada *Scoop Cutter Sampling*, onde a amostra é retirada da superfície do componente que se deseja analisar de maneira similar a uma “colher de sorvete” (Figura II.5). O material cortado a partir dessa tecnologia tem a forma de uma calota esférica com dimensões próximas às exigidas pelo SPT, reduzindo a quantidade de material retirado do maquinário e o tempo gasto no preparo das amostras.

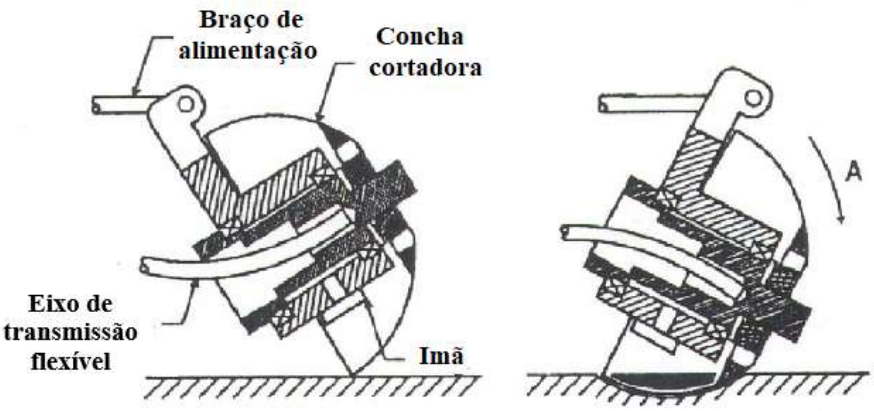


Figura II.5 - Esquema do funcionamento do *Scoop Cutter Sampling* (adaptado de CWA 15627 *Part B*, 2006).

Na Figura II.6 tem-se uma típica curva de carga aplicada vs. deslocamento do punção para uma liga metálica dúctil mostrando as diferentes regiões de deformação. A primeira região (I) corresponde à flexão elástica da amostra, onde ela sofre deformação elástica juntamente com a indentação da superfície pelo contato com o punção. A região II descreve a progressão da deformação plástica por toda a amostra, indo do centro do corpo de prova, aumentando na direção da espessura e na direção radial. A partir de um determinado ponto a deformação plástica passa para um comportamento de membrana, que ocorre devido ao deslizamento das camadas do corpo de prova e predomina pela maior parte do ensaio, correspondendo à região III. Aproximando-se da carga máxima, a inclinação da curva começa diminuir, pois os mecanismos de falha (em escala microscópica) começam a se desenvolver (estiramentos e fissuras), originando-se a quarta região (IV), onde o estiramento e então uma ruptura são produzidos até a falha total da amostra (GARCÍA *et al.*, 2014).

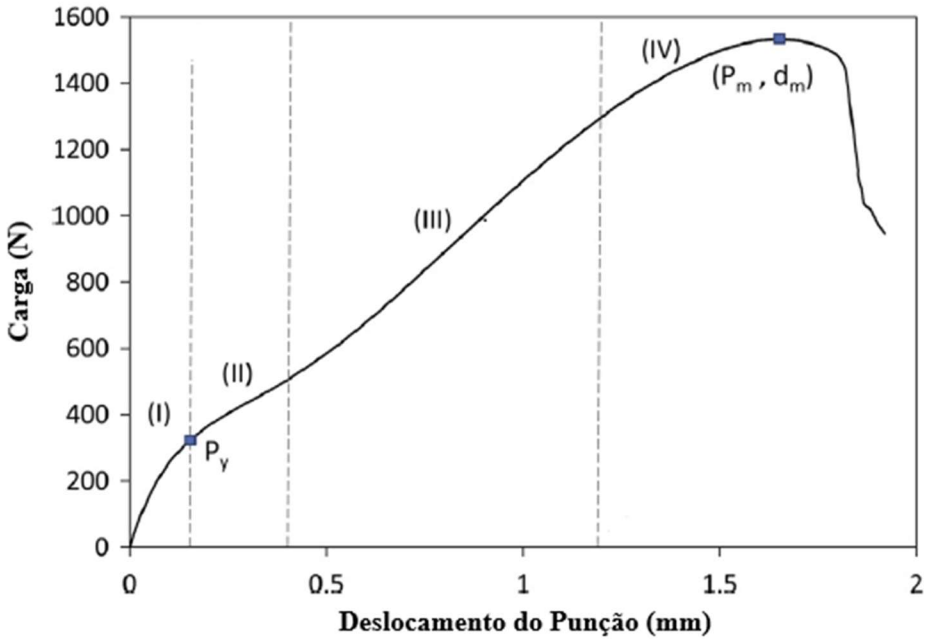


Figura II.6 - Curva obtida através do ensaio SPT para um material dúctil em temperatura ambiente (adaptado de GARCÍA *et al*., 2014).

Pode-se observar na Figura II.6, além da divisão das regiões da curva obtida pelo ensaio, alguns pontos de grande importância. Sendo eles:

- P_y - Carga onde se considera o início da deformação plástica (existem diferentes meios para a obtenção desse valor).
- P_m - Carga máxima obtida durante a realização do ensaio, usada para o cálculo da tensão limite de resistência.
- d_m - Deslocamento relativo ao ponto de ruptura do material, usado para o cálculo do alongamento.

Autores como o de PRAKASH & ARUNKUMAR (2015), RASCHE & KUNA (2015) e CHICA *et al*. (2018), fazem a divisão das regiões do gráfico típico de forma diferente. A região III como descrita acima é dividida em duas regiões distintas: a região de membrana e a região de instabilidade plástica, sendo representadas respectivamente pelas regiões III e IV na Figura II.7. Com essa nova divisão, o ponto de carga máxima e o ponto de ruptura do corpo de prova são deslocados para a região V.

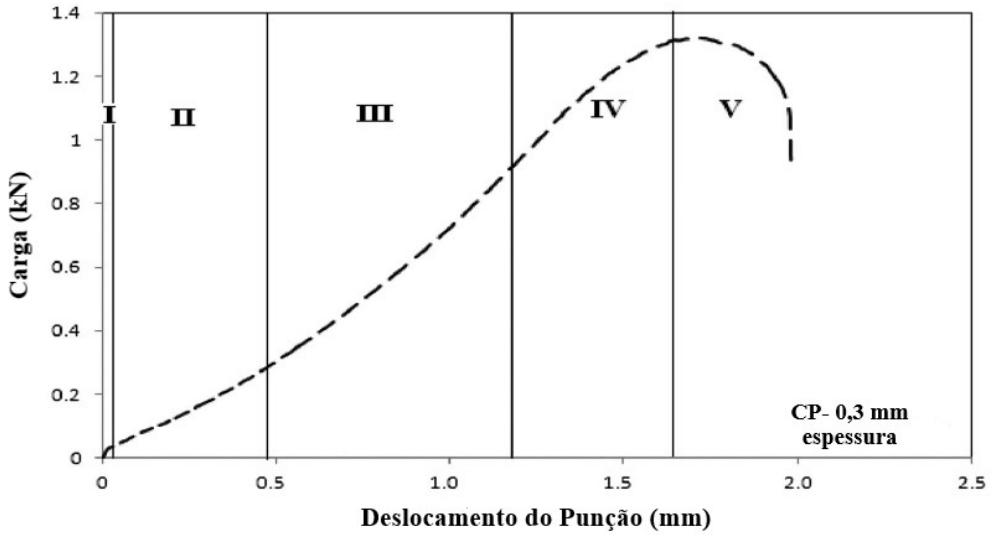


Figura II.7 - Curva obtida através do ensaio SPT (adaptado de PRAKASH & ARUNKUMAR, 2015).

As regiões da Figura II.7 podem ser interpretadas da seguinte forma (RASCHE & KUNA, 2015):

- Região I: Elástica linear – Toda a amostra experimenta deformação de flexão linear-elástica que é governada pelo módulo elástico e o coeficiente de Poisson;
- Região II: Dobramento plástico - A natureza da deformação passa de elástica para plástica nesta fase. A curva sofre uma mudança na inclinação devido ao escoamento do material. Esta etapa é administrada por K (coeficiente de resistência) e n (expoente de encruamento);
- Região III: Comportamento de membrana – O corpo de prova continua a ser deformado devido a carga biaxial aplicada. Como consequência disso e devido ao encruamento, a inclinação da curva carga aplicada vs. deslocamento do punção aumenta;
- Região IV: Instabilidade plástica – Devido ao alongamento contínuo, o material se afina e os danos iniciam com nucleação e coalescência de vazios. A espessura da amostra diminui significantemente nessa fase;
- Região V: Zona de fratura – A fratura cresce na direção circunferencial levando à falha do corpo de prova. Isso se reflete na queda da carga e a finalização do ensaio.

Na Figura II.8 pode-se observar como a curva característica se comporta com uma variedade de materiais e o modo de fratura particular de cada região.

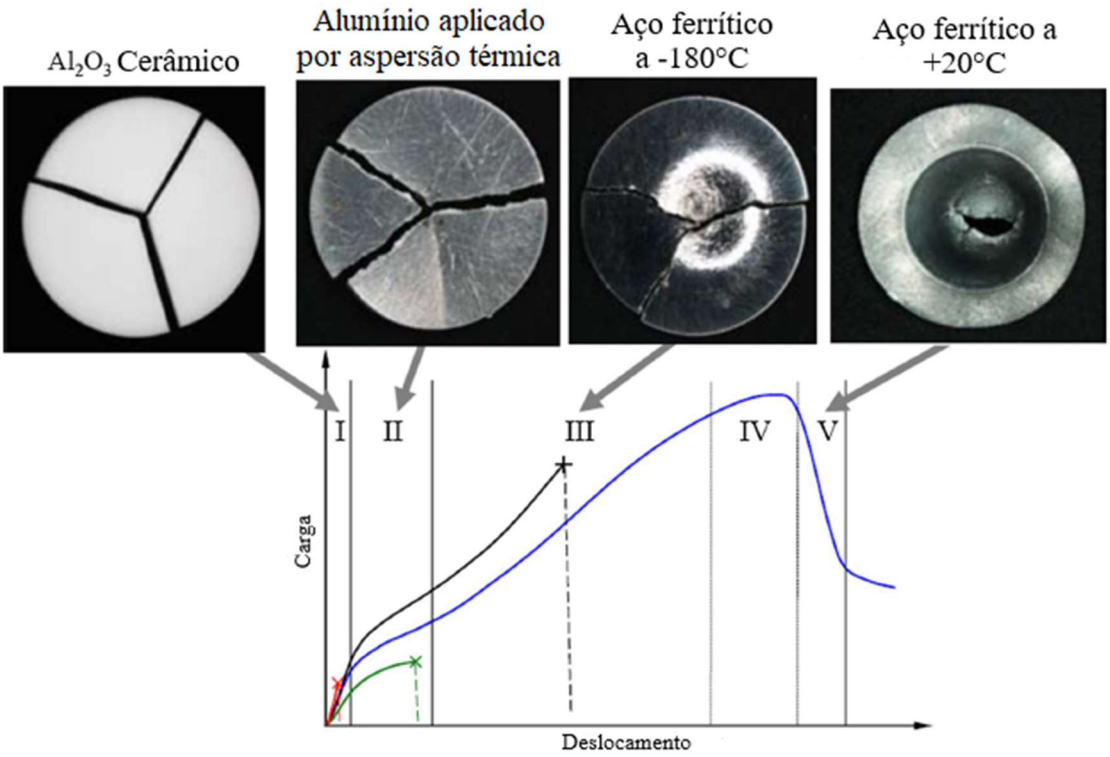


Figura II.8 - Curva característica do *Small Punch Test* e modo de fratura de cada região (adaptado de RASCHE & KUNA, 2015).

A curva é então analisada de modo a se obter as propriedades mecânicas dos materiais. Diversas propriedades mecânicas como, módulo de elasticidade, resistência ao escoamento, resistência à tração, fluência, fadiga e propriedades da fratura podem ser estimadas mediante as correlações estabelecidas entre o SPT e os resultados de ensaios convencionais (LI *et al*., 2018). Ou seja, um dos pré-requisitos da técnica é o conhecimento das propriedades mecânicas esperadas para os materiais, avaliados por ensaios de tração convencionais. Além disso, para que os resultados sejam confiáveis e reprodutíveis é preciso assegurar a singularidade da resposta carga-deslocamento. Dito de outra maneira, é preciso obter uma curva de carga aplicada vs. deslocamento do punção característica para cada tipo de material (ARUNKUMAR, 2019). Contudo, os resultados podem ser afetados por diversos parâmetros, como a força utilizada para prender a amostra a matriz, o atrito entre o punção e a amostra, o diâmetro da cabeça do punção, a espessura da amostra e o procedimento de teste. A otimização desses parâmetros é necessária para chegar a uma resposta única do ensaio *Small Punch Test* (PRAKASH & ARUNKUMAR, 2015).

Segundo KIM *et al*. (1997) e HUANG (2007) o atrito entre o punção e a amostra tem um papel importante durante o ensaio *Small Punch Test,* pois afeta o deslocamento e a distribuição de tensão. A lubrificação permite que o esforço provocado pelo punção

seja uniformemente distribuído ao reduzir o atrito. Quando os ensaios são feitos sem lubrificação a carga final obtida é mais alta do que a carga final encontrada na condição lubrificada. A qualidade da superfície do corpo de prova também tem uma relação direta com o resultado dos ensaios e por isso a norma ASTM E3205-20 específica todo o procedimento de extração e preparo desta, incluindo que a rugosidade (Ra) deve ser melhor que 0,25 µm.

LUCON *et al*. (2021) realizaram ensaios utilizando corpos de prova rugosos e polidos onde puderam observar à influência do acabamento da superfície. As amostras com polimento têm uma melhor correlação com os ensaios de tração convencionais, o que reitera o requisito de rugosidade apresentado nas normas ASTM E320-20 e CEN CWA 15627:2006. Outra coisa observada por eles é que os valores de força aplicada são sistematicamente maiores em amostras polidas, implicando que a rugosidade da superfície também afeta o comportamento mecânico em termos de escoamento e fratura em grande escala. Com relação a falha do corpo de prova existe a suspeita que a iniciação das trincas na superfície ocorre mais facilmente no caso de amostras não polidas, ou seja, em tensões mais baixas.

Com o uso de algumas correlações empíricas e analíticas pode-se estabelecer uma correspondência entre os resultados obtidos por ensaio de tração convencional e os obtidos pelo *Small Punch Test* e assim determinar algumas das propriedades mecânicas dos materiais analisados. GARCÍA *et al*. (2014) apresentam resumidamente 5 métodos para a determinação de P_y (Figura II.9), dado utilizado na correlação com a tensão limite de escoamento ($\sigma_{L.E.}$), baseando-se em pesquisas realizadas anteriormente.

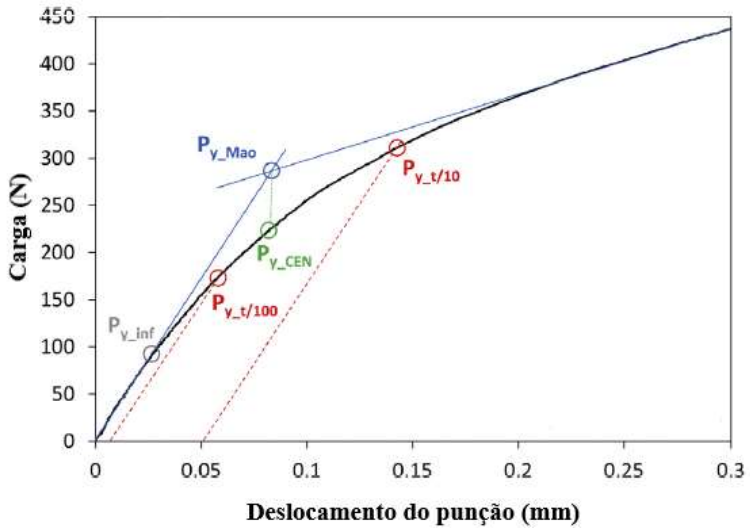


Figura II.9 - Diferentes formas de determinação de P_y (adaptado de GARCÍA *et al.*, 2014).

MAO & TAKAHASHI (1987) definem P_y como o ponto de cruzamento de duas tangentes definidas no regime elástico (Região I) e o regime plástico (Região II), denominado P_{y_Mao}. O código de práticas do CEN e o ASTM contém uma pequena modificação em relação ao proposto por MAO & TAKAHASHI (1987), definindo P_y como sendo a projeção vertical do ponto de interseção entre duas tangentes definidas entre as Regiões I e II (P_{y_CEN}). Autores como CONTRERAS *et al*. (2008) e RODRÍGUEZ *et al*. (2009) definem a carga P_y utilizando metodologia semelhante ao ensaio convencional de tração sendo o ponto de interseção entre a curva SPT e uma linha reta paralela a inclinação do gráfico, com um deslocamento de $t/10$ ou $t/100$ ($P_{y_t/10}$ e $P_{y_t/100}$, respectivamente), onde t é a espessura do corpo de prova utilizado no ensaio. Em uma proposta mais recente, LACALLE *et al*. (2009) determinam que a carga P_y corresponde ao primeiro ponto de inflexão localizado na região I (P_{y_inf}).

Apesar dos pesquisadores apresentarem diferentes modos para a determinação da carga P_y, existe uma concordância em relação à correlação que se estabelece entre a carga P_y e a tensão limite de escoamento ($\sigma_{L.E.}$). Esta correlação é realizada através de uma relação linear (Equação II.1) e depende da espessura inicial da amostra (tolerância ± 1%), da carga P_y e de duas constantes de ensaio (α_1 e α_2). As constantes de ensaio dependem principalmente do tipo de material ensaiado, das dimensões do corpo de prova e dos parâmetros de ensaio, sendo obtidas experimentalmente.

$$\sigma_{L.E.} = \alpha_1 * \frac{P_y}{t^2} + \alpha_2 \qquad \text{Equação II.1}$$

Onde: $\sigma_{L.E.}$= tensão limite de escoamento

P_y = carga associada a tensão limite de escoamento

t = espessura inicial do corpo de prova

α_1, α_2 = constantes de ensaio

Um método de correlação melhorado para a tensão limite de escoamento foi obtido por CHICA *et al.* (2018) usando a inclinação inicial da curva SPT. Este método apresentou, numericamente e experimentalmente, um nível inferior de desvios e erro padrão se comparados com os métodos anteriormente abordados. O método da inclinação inicial ($Slope_{in}$ *method*) necessita somente dos dados de deslocamento e de carga da Região I e da parte inicial da Região II da curva SPT para ser obtida, isto é, muito menos informação que os outros métodos que precisam de dados das Regiões I, II e III. A necessidade de uma menor quantidade de dados adiciona uma vantagem a

nova técnica, principalmente em materiais que apresentam comportamento frágil e falhas prematuras.

Em relação ao valor de P_m, todos os autores já citados descrevem como sendo o valor da carga máxima observada durante o ensaio. A carga máxima está ligada a tensão limite de resistência ($\sigma_{L.R.}$) e em GARCÍA *et al.* (2014) são apresentadas duas correlações obtidas experimentalmente para a determinação desta propriedade. Primeiramente foi desenvolvida a Equação II.2, e depois de pesquisas mais recentes a Equação II.3, como uma alternativa para o cálculo da tensão limite de resistência, com base na espessura da amostra e no valor do deslocamento no ponto de carga máxima. Onde o valor de d_m é normalmente definido como o valor do deslocamento onde ocorre a carga máxima.

$$\sigma_{L.R.} = \beta_1 * \frac{P_m}{t^2} + \beta_2 \qquad \text{Equação II.2}$$

$$\sigma_{L.R.} = \beta_1^{'} * \frac{P_m}{(t * d_m)} + \beta_2^{'} \qquad \text{Equação II.3}$$

Onde: $\sigma_{L.R.}$ = tensão limite de resistência

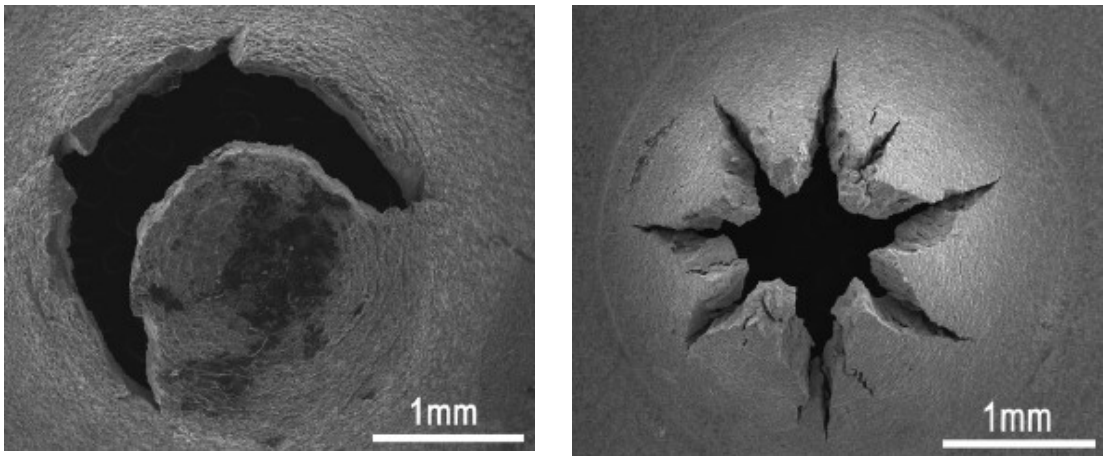
P_m = carga máxima do ensaio

d_m = deslocamento do punção no ponto de carga máxima

t = espessura inicial do corpo de prova

β_1, β_2, $\beta_1^{'}$, $\beta_2^{'}$ são constantes de ensaio

Segundo GARCÍA *et al.* (2016), o parâmetro $P_m/(t * d_m)$ provê uma melhor estimativa para a tensão limite de resistência quando se trabalha com materiais dúcteis, e conforme FERNÁNDEZ *et al.* (2015), o parâmetro mais indicado para estimar a tensão limite de resistência em materiais que apresentam comportamento de frágil é o P_m/t^2. Ainda, de acordo com GARCÍA *et al.* (2016), a adequação de diferentes parâmetros para se estimar a tensão limite de resistência, dependendo do comportamento do material estudado, pode ser justificado pela localização da fratura que ocorre na amostra durante o ensaio SPT. A Figura II.10 mostra os tipos de fratura que podem ocorrer sendo: (a) materiais dúcteis e (b) materiais frágeis.



(a) (b)

Figura II.10 - Tipos de fratura que ocorrem durante o ensaio STP.
(a) materiais dúcteis; (b) materiais frágeis. (adaptado de GARCÍA *et al.*, 2016).

Existem duas relações diferentes para a determinação do alongamento percentual (A). FLEURY & HA (1998) obtiveram uma relação linear, descrita na Equação II.4, onde o alongamento do corpo de prova depende do deslocamento do punção no ponto de carga máxima, enquanto RODRIGUEZ *et al*. (2009) propõem que esta propriedade não está somente relacionada ao deslocamento do punção no momento de carga máxima, mas também a espessura inicial do corpo de prova (t) utilizado durante o ensaio, apresentada na Equação II.5.

$$A = \gamma * d_m \qquad \text{Equação II.4}$$

$$A = \gamma' * \frac{d_m}{t} \qquad \text{Equação II.5}$$

Onde: A = alongamento (%)

d_m = deslocamento do punção no ponto de carga máxima

t = espessura inicial do corpo de prova

γ, γ' são constantes de ensaio

A taxa de deslocamento do punção (υ) durante os ensaios é um dos parâmetros definidos pela norma CWA 15627:2006 *Part B*. Na Equação II.6 encontra-se uma estimativa para o deslocamento levando em conta a geometria recomendada pelo CEN. De modo geral, a velocidade do punção (taxa de deslocamento do punção) fica no intervalo entre 0,2 e 2,0 mm/min. Deve-se observar que devido a geometria do corpo de prova utilizado para a realização do SPT as taxas de deformação e tensão não são

constantes durante todo o decorrer do ensaio, mesmo para uma taxa de deslocamento de punção constante.

$$\upsilon = \frac{\varepsilon_{máx}}{1000\ \mathrm{m}^{-1}} \qquad \text{Equação II.6}$$

Onde: υ = Taxa de deslocamento do punção [mm/min]

$\varepsilon_{máx}$ = Taxa deformação máxima [s^{-1}]

De acordo com GARCÍA *et al*. (2016) e ARROYO *et al.* (2017) o *Small Punch Test* é viável para estimar a degradação das propriedades mecânicas em atmosferas fragilizantes, apresentando o mesmo formato de curva carga vs. deslocamento do punção.

Pode-se ainda segundo CHEN & HYDE (2016) realizar uma avaliação qualitativa sobre o comportamento de transição dúctil-frágil dos materiais através do *Small Punch Multi-Step Loading* (SPMSL). Sendo a diferença entre o SPT e o SPMSL é que a cada trinta minutos é aplicada um incremento de carga de 100N para investigar o aumento no deslocamento, deformação e taxa de deformação.

No estudo realizado por ALTSTADT *et al.* (2016) é feita uma análise dos efeitos da anisotropia da microestrutura no comportamento da fratura ao se realizar o ensaio SPT. Para essa investigação foi usado um aço inoxidável 12Cr-ODS, onde a sigla ODS significa oxide *dispersed strengthened* (reforçado por dispersão de óxido) sendo escolhido o óxido de ítrio (Y_2O_3) como reforço.

De modo a entender a posição de retirada das amostras, tem-se a Figura II.11. Onde L é a direção longitudinal (direção de laminação do material), T é a direção transversal a de laminação e S é a direção da espessura do produto laminado.

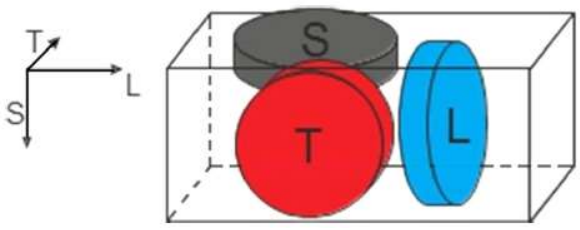
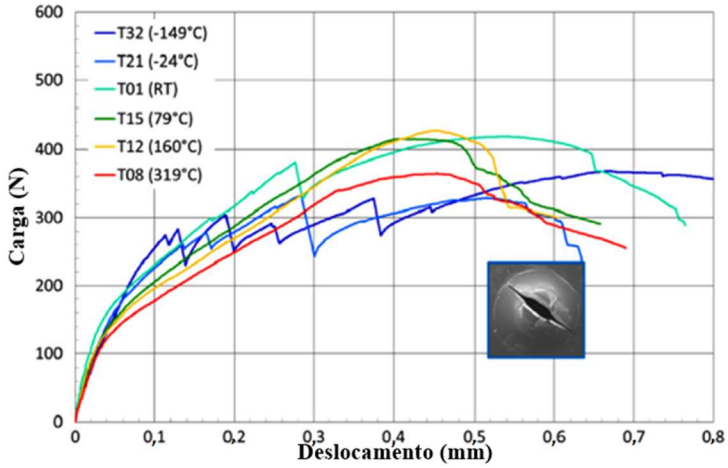


Figura II.11 - Esquema de orientação da retirada de amostras para ensaio SPT. (ALTSTADT *et al*., 2016).

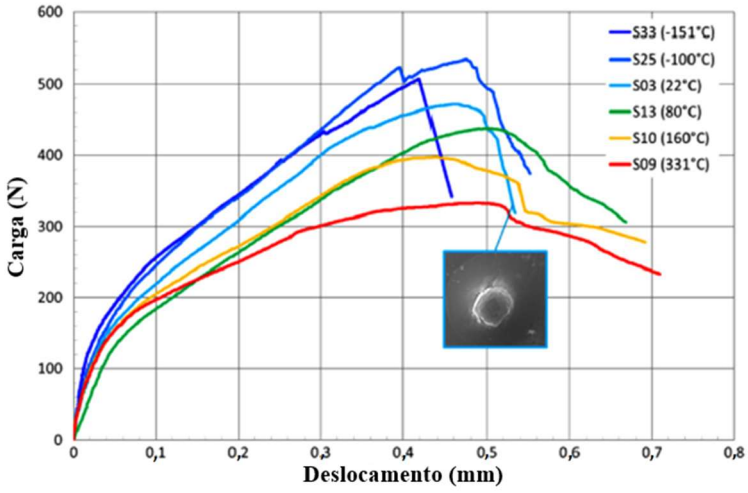
Terminada a realização dos ensaios foram observadas algumas diferenças comportamentais de acordo com a direção de retirada das amostras utilizadas, tais

quais:

- A tensão de escoamento e a resistência à tração, em temperatura ambiente, são concordantes nas direções L e T, entretanto o alongamento percentual e a redução de área são menores na direção T.
- As temperaturas de transição dúctil-frágil derivadas dos ensaios SPT apresentam resultados similares para as direções L e T, mas significantemente inferior para a orientação S.
- Foram observadas quedas de carga durante os ensaios nas orientações L e T (Figura II.12a), todavia não para a direção S (Figura II.12b). Os modos de fratura também foram diferentes.



(a)



(b)

Figura II.12 - Curvas carga aplicada vs. deslocamento do punção do SPT em diferentes temperaturas (a) amostras com orientação T, (b) amostras com orientação S (adaptado de ALTSTADT *et al.*, 2016).

II.1.1 *Small Punch Test* Aplicado em Juntas Soldadas

De acordo com HONG *et al*. (2015) para os métodos de teste convencionais de tração são utilizadas amostras de tamanho relativamente grande. Entretanto, na maioria dos casos, o volume de material disponível quando se trata das regiões de uma junta soldada, não é suficiente para a fabricação de um corpo de prova padrão, com isso o SPT passa a ser vantajoso por usar amostras bem reduzidas. No entanto o ensaio *Small Punch* é um método de teste indireto e uma correlação adequada entre os ensaios SPT e os ensaios convencionais deve ser estabelecida para a aplicação prática.

HONG *et al*. (2015) utiliza os valores de carga máxima do ensaio *Small Punch* do metal base para desenvolver a correlação com a resistência à tração como mostra a Figura II.13. Uma relação linear foi observada quando a carga máxima do ensaio *Small Punch* foi comparada com o ensaio de tração convencional.

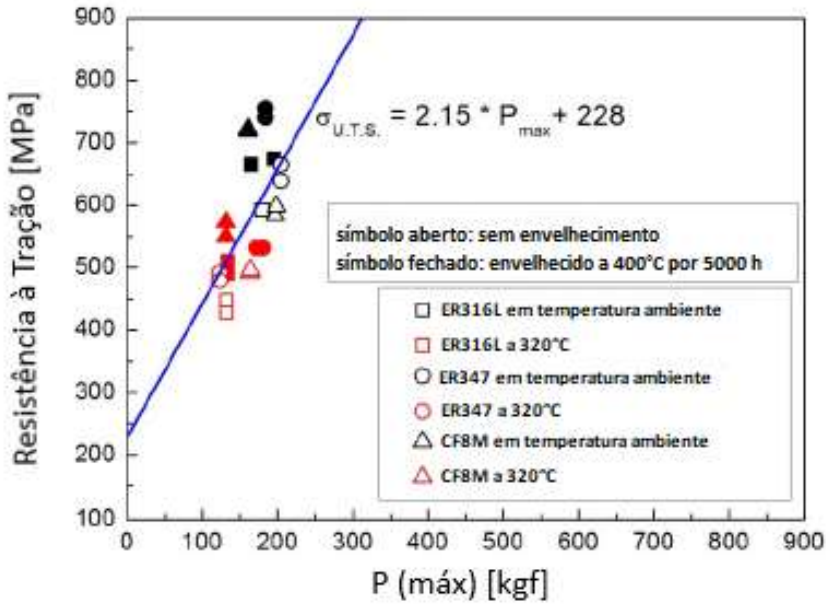


Figura II.13 - Correlação entre o carregamento máximo ($P_{máx}$) nos ensaios SPT e a resistência a tração (σ_{UTS}) (adaptado de HONG *et al*., 2015).

FAN et al. (2020) realizaram um comparativo entre os resultados das diversas regiões da junta soldada. Os materiais usados neste estudo são de uma junta soldada de tubo SS 316LN, onde o material de base e o metal de adição foram o aço forjado 316LN SS e o arame 316L SS, respectivamente. Na Figura II.14 têm-se as curvas dos ensaios SPT para o metal de base (MB), metal de solda (MS), zona termicamente afetada (ZTA) e zona de fusão (ZF). A forma geral das curvas é semelhante entre si, o

que indica que todos os corpos de prova sofreram um processo de deformação semelhante antes da falha.

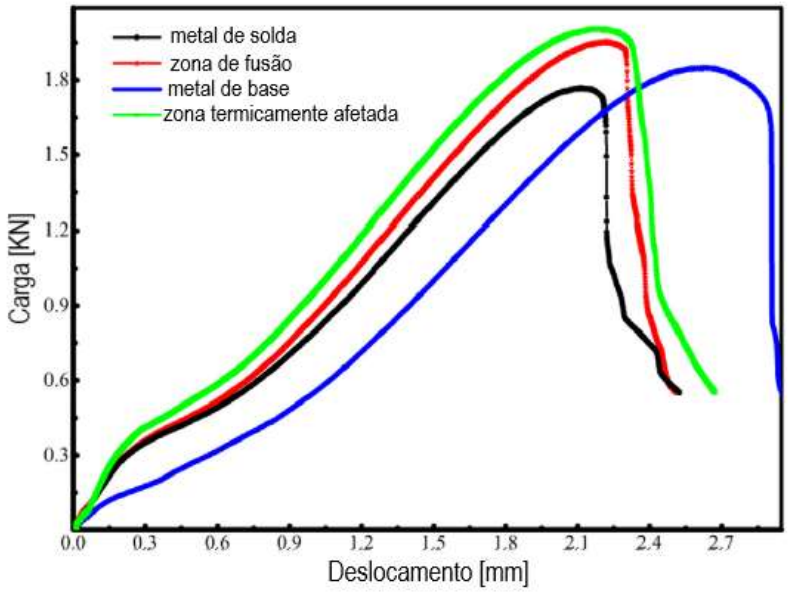


Figura II.14 - Curvas Carga vs. Deslocamento típicas do ensaio *Small Punch Test.* (adaptado de FAN *et al*., 2020).

A Figura II.15 faz um resumo de todas as características obtidas pelos ensaios SPT realizados por FAN *et* al. (2020) de acordo com a região de que foi retirada a amostra.

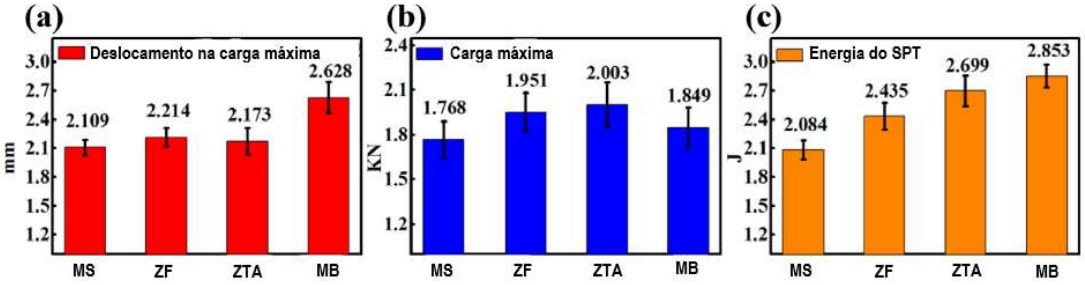
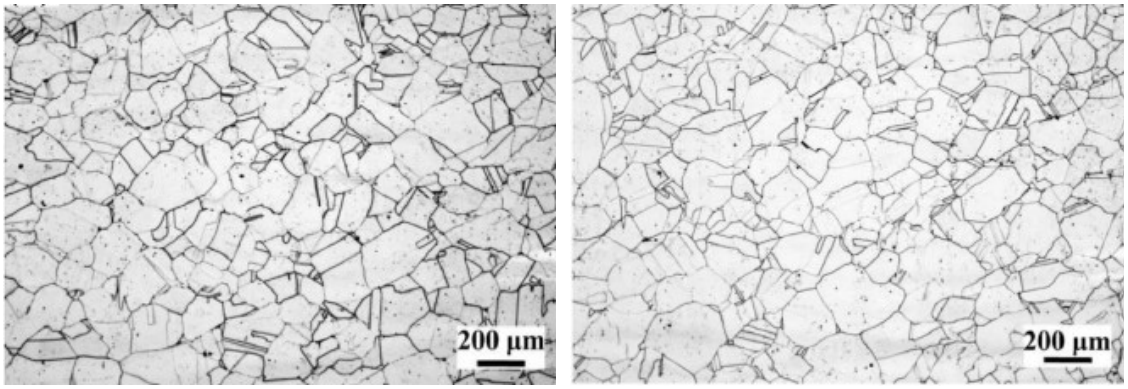


Figura II.15 - Dados do SPT: (a) deslocamento na carga máxima, (b) carga máxima, (c) energia do SPT. (adaptado de FAN et al., 2020).

Analisando os resultados mostrados na Figura II.15 pode-se ver que o deslocamento na carga máxima é maior nas amostras do metal de base e menor nas amostras do metal de solda. A carga máxima obtida durante os ensaios foi na região da ZTA enquanto a mínima foi a do metal de solda. Conforme mostrado, a energia do SPT

diminui do MB para MS, o que indica uma diferença observável nas propriedades mecânicas entre MB e MS em uma junta de soldada.

Na Figura II.16 estão as microestruturas do metal de base e da zona termicamente afetada resultantes do processo de soldagem aplicado por FAN *et al.* (2020). Com base nestas microestruturas e nas Figuras II.15 e II.14 pode-se concluir que apesar das microestruturas não apresentarem diferença significativa a ZTA exibiu uma resistência maior, mas aliada a uma baixa capacidade de deformação, o pode ser atribuído à alta deformação residual nesta região. Deve-se lembrar que nos aços inoxidáveis AISI 316 reações de precipitação podem levar ao endurecimento da zona termicamente afetada, ocorrência que não pode ser percebida através de microscopia óptica.



(a) (b)

Figura II.16 - Microestruturas (a) Metal de Base (b) Zona Termicamente Afetada. (FAN *et al*., 2020).

II.2. Processo de Soldagem GMAW e MCAW com Eletrodo Rotativo (GMAW-RE/MCAW-RE)

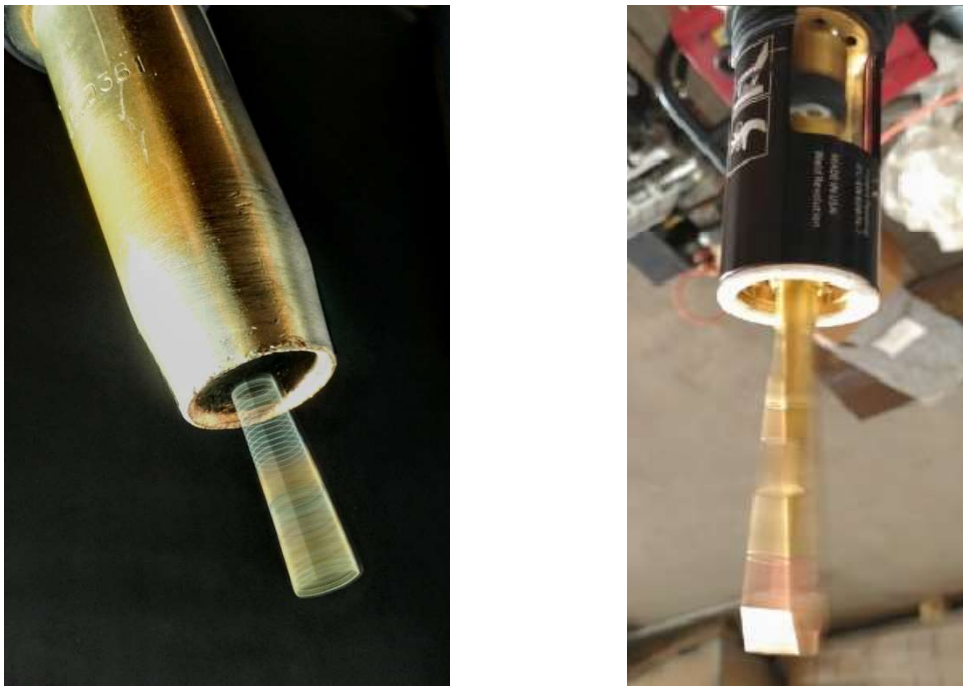
O processo de soldagem GMAW (*Gas Metal Arc Welding*) com eletrodo rotativo é uma variação do processo de soldagem GMAW convencional, patenteado no ano de 1983 por ROEN, onde a principal diferença é que o arame/eletrodo, alimentado continuamente em direção à poça de fusão assim como no processo GMAW, é sujeito a um movimento de rotação. Movimento esse que segundo PRASAD *et al.* (2018) e WANG *et al*. (2007) possui uma velocidade de rotação e um diâmetro descrito pela ponta do eletrodo pré-estabelecidos.

O processo de soldagem MCAW-RE (*Metal Cored Arc Welding* com arame rotativo) só se diferencia do processo GMAW-RE devido ao uso de um arame tubular com fluxo metálico em seu interior ao invés do eletrodo maciço, tendo todos os

mecanismos de acionamento e funcionamento iguais, sendo somente regulados para novos parâmetros de serviço.

De acordo com SILVEIRA *et al*. (2020), o uso do processo MCAW-RE apresenta melhor produtividade do que o GMAW convencional e o GMAW-RE, pois o arame com fluxo metálico permite uma maior taxa de deposição que o arame maciço. Através de um estudo econômico ficou claro que mesmo o consumível sendo mais custoso (cerca de 33%) o processo MCAW-RE ainda é mais interessante economicamente custando em média 21% a menos que o GMAW convencional devido à maior produtividade.

Na Figura II.17 pode-se ver em detalhe o movimento de rotação do eletrodo na tocha para o processo de soldagem GMAW com eletrodo rotativo.



(a) (b)

Figura II.17 – Demonstração do movimento de rotação do arame eletrodo para o processo GMAW-RE: (a) Com bocal e (b) Sem bocal. (SILVEIRA, 2018).

O novo sistema para soldagem GMAW-RE consiste principalmente de um motor, uma haste condutora e um bico de contato. O motor é responsável pelo movimento de rotação de um bloco de rolamento excêntrico sendo então conectado a haste condutora que é presa a um flange em forma de anel o que resulta em uma rotação cônica, na outra extremidade da haste condutora é aparafusado o bico de contato (WANG *et al*., 2007).

Durante o processo de soldagem o arame/eletrodo é alimentado passando pelo

eixo oco do motor e então por dentro da haste condutora e saindo desta através do bico de contato. O motor aplica o movimento de rotação diretamente na haste condutora e no bico de contato e, em seguida, faz com que o arco produzido ponta do eletrodo gire conicamente em um diâmetro previamente definido ao redor do eixo central do bico de contato. Não há um movimento relativo entre o bico de contato e o arame/eletrodo, de modo a reduzir o desgaste e prolongar a vida útil do bico. Todas essas configurações fazem com que o sistema de rotação tenha uma maior precisão de movimento, seja mais compacto e produza menos ruído (WANG *et al*., 2007; GUO *et al*., 2009). Na Figura II.18 é possível ver todo o percurso do arame e os componentes da tocha de soldagem.

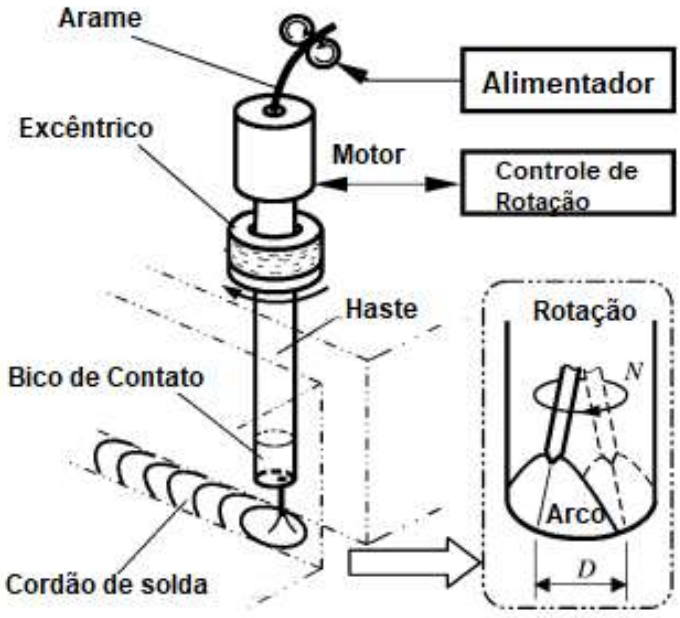


Figura II.18 – Esquema da tocha de soldagem com eletrodo rotativo. (adaptado de WANG *et al*., 2007).

Como em outros processos de soldagem a arco, as gotículas fundidas experimentam forças eletromagnéticas e gravitacionais. Entretanto, com o arco em rotação cada gota é separada do arame eletrodo de maneira limpa e impulsionada angularmente para a junta. Isso direciona o arco para a parede lateral do chanfro, proporcionando fusão completa e um perfil de penetração consistente no metal base, minimizando a falta de fusão, a porosidade e a covexidade do cordão. Deste modo a soldagem com arame rotativo apresenta uma alta taxa de deposição o que aumenta a produtividade do processo. Pode-se observar também que ao aumentar a excentricidade e a velocidade de rotação do arco é gerada uma diminuição da altura do cordão e um aumento em sua largura, produzindo um cordão de solda plano e largo,

ideal para revestimentos (PRASAD *et al*., 2018).

Segundo o SPINARC OPERATIONAL MANUAL (2017), existem três parâmetros reguláveis adicionais ao se considerar o processo GMAW com eletrodo rotativo em relação ao processo GMAW convencional:

- Frequência (ou velocidade) de rotação – 0 a 5.500 rpm (0 a 91,67 Hz);
- Sentido de rotação – horário e anti-horário;
- Diâmetro de giro – 1 a 8.

A determinação dos valores do diâmetro de rotação é feita através do diâmetro formado pelo arame/eletrodo quando o mesmo está com a sua extremidade a 25 mm de distância do tubo de contato e a frequência de rotação está ajustada em 1.000 rpm. A Figura II.19 apresenta uma tabela com a escala adotada para a determinação do valor do diâmetro de rotação (SPINARC OPERATIONAL MANUAL, 2017).



Condições de regulagem:
Comprimento do arame 25 mm a 1000 rpm

Diâmetro de giro	Diâmetro efetivo de giro (mm)
1	0.5 – 1.5
2	1.5 – 2.5
3	2.5 – 3.5
4	3.5 – 4.5
5	4.5 – 5.5
6	5.5 – 6.5
7	6.5 – 7.5
8	7.5 -8.5

Figura II.19 – Correspondência entre o diâmetro de giro e o diâmetro de giro efetivo. (adaptado de SPINARC OPERATIONAL MANUAL, 2017).

As principais motivações para o uso do processo GMAW-RE são o crescimento da produtividade quando comparado ao processo convencional, que acarreta uma diminuição dos custos de produção, isso em consequência das seguintes características: um aumento na taxa de deposição de material, redução ou eliminação da necessidade de produção do chanfro e a possibilidade da utilização de chanfro estreito ("*narrow gap*") (PRASAD et al., 2018).

A técnica de soldagem utilizando o chanfro reto estreito (*narrow gap welding* - NGW) possibilita uma diminuição do volume de metal de adição, um menor tempo

empregado na soldagem e uma possível redução das tensões residuais no cordão de solda em decorrência de uma quantidade menor de material depositado (MIN *et al*., 2010 e DUAN *et al*., 2018). Apesar destas vantagens, esta técnica apresenta maior tendência para a ocorrência de defeitos como a falta de fusão nas paredes laterais do chanfro e na raiz. Neste caso, o GMAW-RE surge como uma solução, onde o direcionamento do arco para as paredes laterais do chanfro elimina a ocorrência da falta de fusão lateral e a maior largura da poça de fusão auxilia no passe de raiz.

Entretanto, segundo MURAYAMA *et al*. (2015), como a mudança do diâmetro de rotação não é possível durante o procedimento de soldagem, se ocorrer qualquer mudança na abertura do chanfro, esta poderá gerar uma instabilidade do arco, acarretando defeitos como a falta de fusão. Em decorrência disso, a tolerância do GMAW-RE é pequena em relação a variação da largura do chanfro.

Um dos efeitos da frequência de rotação é a força centrífuga por ela gerada, que faz com que as gotas de metal fundido sejam lançadas radialmente em direção as paredes do chanfro. Um outro efeito é o decréscimo do tamanho da gota fundida quanto maior é a frequência de rotação, visto que, a força centrífuga aumenta proporcionalmente com a frequência de rotação como pode-se observar na Figura II.20 (SILVA FILHO *et al*., 2019 e WANG *et al*., 2007).

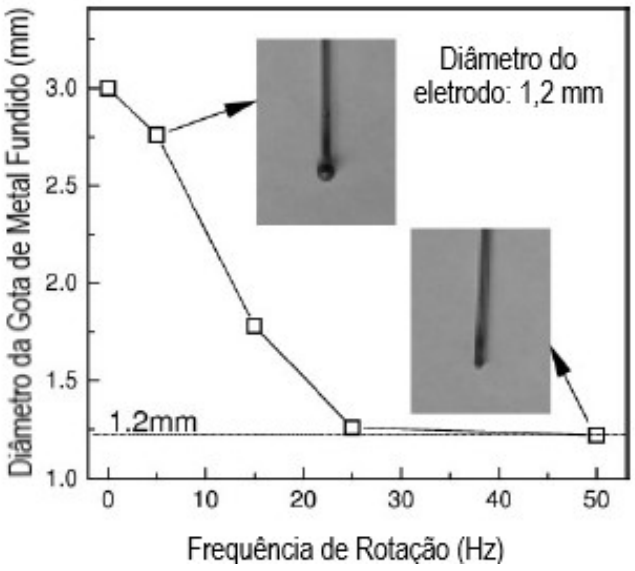


Figura II.20 - Diâmetro da gota fundida em função da frequência de rotação. (adaptado de WANG *et al*., 2007).

Pesquisas realizadas por ITAWA *et al.* (2009) e WANG *et al*. (2007) averiguaram o efeito da frequência de rotação do arco elétrico no perfil de geométrico dos cordões de solda com chanfro reto. O que se observou foi que, em soldas realizadas sem a

rotação do eletrodo, a penetração se concentrou no centro do chanfro o que pode acarretar falta de fusão lateral. Entretanto, com a rotação dele, percebe-se que há um aumento da penetração lateral quanto maior a velocidade de rotação do eletrodo, assim como, o cordão tem uma maior concavidade em seu perfil. A Figura II.21 evidencia essa mudança.

O conhecimento da forma que o cordão de solda terá se torna importante de modo a evitar defeitos como a falta de fusão na raiz da junta e pouca penetração nas paredes laterais.

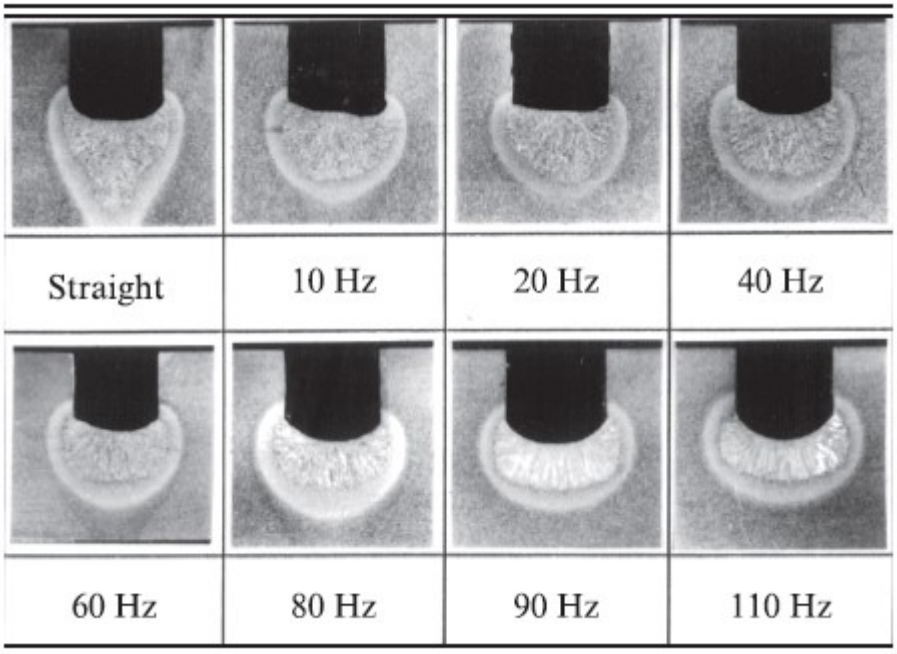


Figura II.21 - Influência da velocidade de rotação na forma do cordão (MURAYAMA *et al*., 2015).

Outro parâmetro a ser avaliado no processo é o diâmetro de rotação. Percebe-se que, com o aumento deste parâmetro, também há um aumento no tamanho da área da poça de fusão, ou seja, quando a solda é realizada em um chanfro reto e estreito é interessante o uso de um diâmetro de rotação menor objetivando a fusão da raiz da junta. Entretanto, quando se faz uma solda para revestimento é mais conveniente o uso de um diâmetro de rotação maior de modo a cobrir uma maior área a cada passe.

II.2.1. Propriedades Mecânicas Resultantes do Processo

As pesquisas de GUO *et al*. (2014), MIN *et al.* (2010) e JIANPING (2012) procuram investigar se juntas com o mesmo metal base, metal de adição e parâmetros

de soldagem apresentam propriedades mecânicas diferentes quando realizadas pelos processos GMAW e GMAW-RE. Mediante a ensaios de tração e Charpy-V foi percebido que não houve grande alteração entre os resultados dos dois processos. Entretanto a pesquisa realizada por LINGA RAJU & NARASA RAJU (2016) foi percebido que o arco rotativo melhora as características do cordão de solda e com isso resulta em melhores propriedades mecânicas.

Publicações como a de NORRISH (2017), abordam as características dos cordões de solda assim como o comportamento do arco elétrico durante o processo de soldagem. Contudo, a literatura a respeito das propriedades mecânicas obtidas através do processo GMAW-RE ainda é bastante restrita, o que não permite um melhor parecer a respeito da qualidade quando se visa a substituição do processo GMAW convencional.

CAPÍTULO III

MATERIAIS E MÉTODOS

Antes da realização do procedimento experimental do *Small Punch* foi preciso passar por algumas etapas, esse capítulo destina-se a detalhar os materiais, equipamentos e métodos empregados neste trabalho.

III.1. Materiais Utilizados

III.1.1. Material Base

O metal base utilizado consistiu em chapas de aço ASTM A-516 Grau 70, com as dimensões de 500 x 300 x 12,5 mm (comprimento x largura x espessura). De acordo com a ASTM (*American Society of Testing and Materials*), esse é o aço mais aplicado na construção de vasos de pressão por atender aos requisitos de tenacidade em temperaturas moderadamente baixas.

Os aços ASTM A-516 são classificados em quatro graus (55, 60, 65 e 70) que se diferenciam pelos níveis de resistência mecânica em função da variação do teor de carbono. O grau 70 corresponde a uma resistência a tração mínima de 70.000 psi (482 MPa).

A composição química do aço e suas propriedades mecânicas esperadas do são apresentadas na Tabela III.1 e Tabela III.2, respectivamente (ASTM A240 UNS 32750).

Tabela III.1 – Composição química do material de base.

Material	Elementos (% peso)									
	Fe	C	Ni	Cr	Mo	Mn	Al	V	Cu	Si
ASTM A-516 Gr 70	Bal.	0,15	0,01	0,02	0,01	0,95	0,02	0,03	0,4	0,2

Tabela III.2 – Propriedades mecânicas do ASTM A-516 Gr 70.

Material	$\sigma_{L.E.}$ (MPa)	$\sigma_{L.R.}$ (MPa)	AL (%)
ASTM A-516 Gr 70	260 (mín.)	485 - 620	17 - 21

$\sigma_{L.E.}$-Tensão limite de escoamento; $\sigma_{L.R.}$-Tensão limite de resistência; AL-Alongamento.

Na Figura III.1 tem-se a microestrutura do material como recebido, percebe-se

que ela é fortemente orientada pelo trabalho de laminação com bandeamento de ferrita (fase clara) e perlita (fase escura).

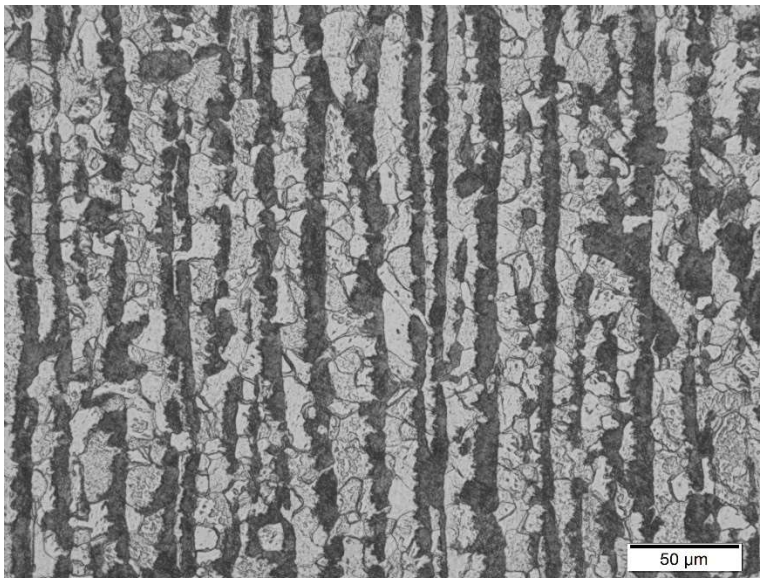


Figura III.1 – Microestrutura do aço ASTM A-516 Grau 70 através de microscopia óptica. Aumento: 500x. Ataque: Nital 2%.

III.1.2. Material de Adição

O consumível (material de adição) empregado na confecção da junta soldada foi o arame tubular (*metal cored*) AWS E110C-K4 H4 (AWS A.5.28, 2015) com 1,2 mm de diâmetro. Esse consumível tem como principais características: um baixo nível de hidrogênio difusível (H4) com objetivo de evitar trincas a frio; baixo índice de respingos e excelente estabilidade do arco de soldagem; boa resistência ao impacto em baixas temperaturas; e um excelente formato e perfil do cordão de solda.

Na Tabela III.3 são apresentadas as propriedades mecânicas esperadas do consumível na condição de metal depositado e de acordo com o gás de proteção utilizado durante a soldagem. A composição química do consumível de soldagem se encontra na Tabela III.4.

Tabela III.3 – Propriedades mecânicas do AWS E110C-K4 H4.

AWS E110C-K4 H4	$\sigma_{L.E.}$ (MPa)	$\sigma_{L.R.}$ (MPa)	AL (%)
Fábrica	680 (mín)	760 (mín)	15 (mín)
Ar-25%CO_2	690 - 795	760 - 825	20 - 24
Ar-10%CO_2	725 - 825	790 - 895	18 - 23

$\sigma_{L.E.}$–Tensão limite de escoamento; $\sigma_{L.R.}$-Tensão limite de resistência; AL–Alongamento.

Tabela III.4 - Composição química do material de adição.

Material	Elementos (% peso)										
	C	Cr	Ni	Mo	Mn	Si	P	S	Cu	V	Hidrogênio difusível*
AWS E110C-K4 H4	0,15 (máx)	0,15 0,65	0,50 2,50	0,25 0,65	0,75 2,25	0,80 (máx)	0,025 (máx)	0,025 (máx)	0,35 (máx)	0,03 (máx)	≤4

* mL / 100g de depósito de solda

III.2. Processo de Soldagem

Foi utilizado o processo de soldagem Arame Tubular *Metal Cored* com eletrodo Rotativo (MCAW-RE).

O procedimento de soldagem ocorreu da seguinte forma: primeiramente a junta (Figura III.2) foi preaquecida a temperatura de 100°C, sendo utilizado no processo uma chama oxiacetilênica. Em seguida foi realizada a soldagem multipasse, em posição plana e com temperatura máxima entre passes de 150°C. Para o controle da temperatura de preaquecimento e entre passes foi utilizado um pirômetro de contato, adequadamente calibrado. O gás de proteção usado foi uma mistura de Ar-25%CO_2 com vazão de 20l/min.

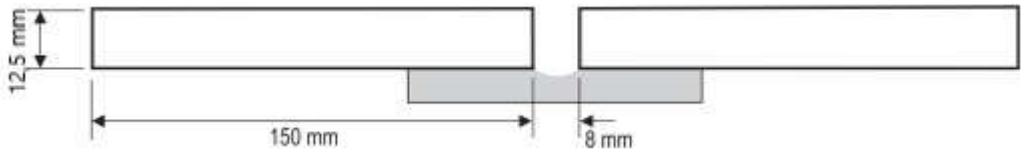


Figura III.2 – Geometria da junta utilizada na soldagem.

A soldagem foi realizada sem oscilação lateral, a velocidade de rotação utilizada foi a de 1500 rpm com diâmetro de giro de 3 mm. Um sistema portátil de controle de processos soldagem foi aplicado de modo a poder registrar a corrente e a tensão do arco elétrico, a vazão de gás de proteção e a velocidade de alimentação do eletrodo. A taxa de aquisição de dados foi de 5KHz. A soldagem foi feita em dois passes com os parâmetros apresentados na Tabela III.5.

Tabela III.5 - Parâmetros de soldagem.

Passe	I (A)	V (V)	V_s (mm/s)	V_a(mm/min.)
1	236	30	2,2	143
2	239	30	2,3	143

Onde: I = intensidade de corrente; V = voltagem; V_s = velocidade de soldagem e V_a = velocidade de alimentação do arame.

A Figura III.3 apresenta a macrografia da seção transversal da junta soldada obtida. Nesta figura são identificadas 5 regiões na junta soldada a caracterizar: Metal base (MB) zona termicamente afetada (ZTA) e metal de solda (MS).

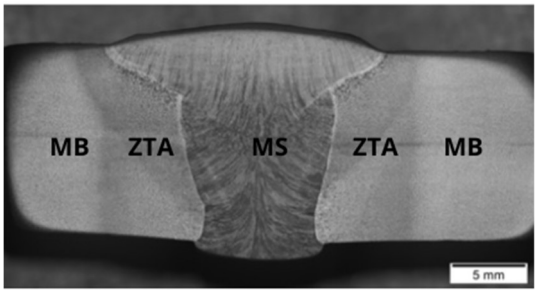


Figura III.3 - Macrografia da junta soldada. Ataque: Nital 2%.

Segundo SILVEIRA *et al.* (2020) ao fazer o exame metalográfico da região do metal de solda revelou-se uma microestrutura com a presença de ferrita primária (PF), ferrita acicular (AF) e ferrita de segunda fase (FS).

III.3. Ensaio *Small Punch*

III.3.1. Dispositivo

Em trabalho realizado por LOYOLA (2017) houve o desenvolvimento de um dispositivo para a realização dos testes experimentais. Esse aparato foi usinado no Laboratório de Pesquisa em Usinagem (LABUS) e na empresa Transacional, especializada em usinagem de precisão, de modo a se acoplar em uma máquina de ensaio de tração. O dispositivo deve garantir a fixação da amostra não permitindo o seu deslocamento durante a realização dos ensaios. Esse conjunto, conforme apresentado na Figura III.4, é composto por uma matriz inferior, uma matriz superior, estojo e punção.



Figura III.4 - Dispositivo desenvolvido por LOYOLA (2017).

Por ter sido observado um enrugamento nas amostras após os ensaios realizados por LOYOLA (2017) foi realizada uma modificação no conjunto original, que consistiu em um estreitamento do furo da matriz superior, por onde entra o punção, de modo a deixá-lo com um diâmetro inferior ao diâmetro do corpo de prova transformando essa peça em um prensa-chapa, impedindo assim a formação das rugas que interferem no resultado.

III.3.2. Preparo das Amostras

Terminado o processo de soldagem a junta soldada foi cortada transversalmente em relação ao cordão de solda, utilizando uma serra de fita localizada no Laboratório de Pesquisa em Usinagem (LABUS) do CEFET/RJ.

Através desse primeiro processo de corte foram obtidas sete amostras que posteriormente foram usinadas e polidas usando o torno mecânico também pertencente ao LABUS, até chegarem a um formato cilíndrico com diâmetro de 8,0 ± 0,01 mm. Terminado esse processo os cilindros foram atacados com uma solução de Nital 5% de modo a revelar a localização da zona termicamente afetada e do cordão de solda. Todo o processo de corte para a obtenção dos corpos de prova pode ser observado na Figura III.5.

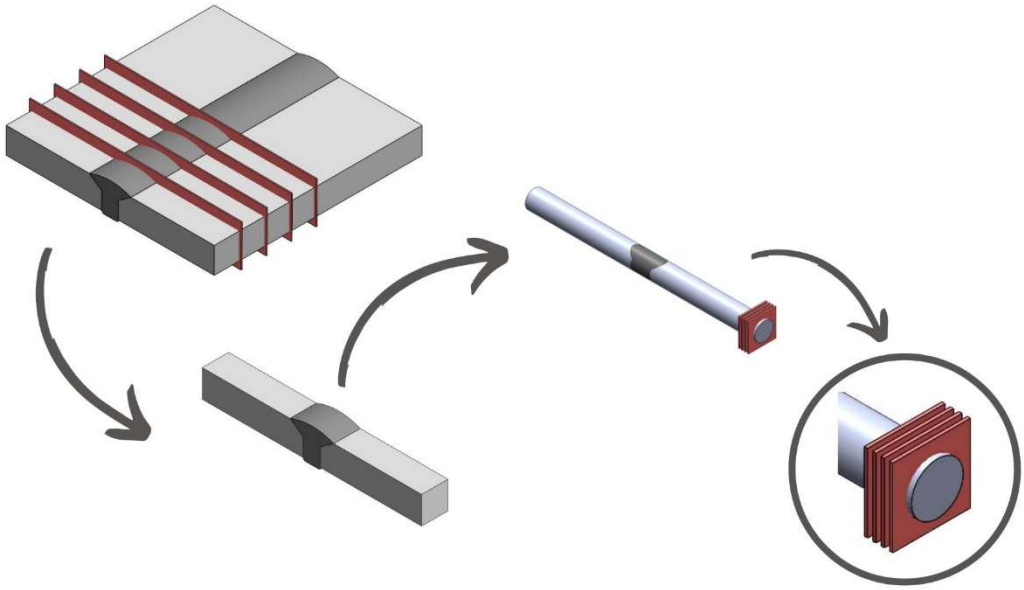


Figura III.5 – Esquematização do processo de corte para obtenção dos corpos de prova.

Na Figura III.6 temos uma macrografia da junta soldada com a demarcação da região em que foram retirados os cilindros.

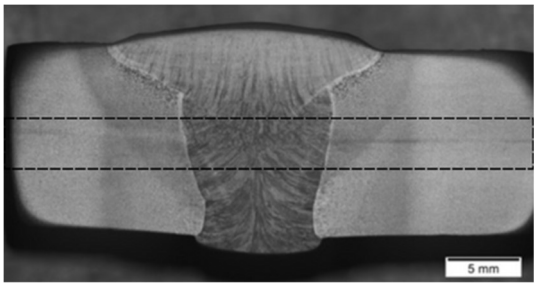


Figura III.6 – Demarcação da retirada dos cilindros.

Os cortes nos cilindros foram feitos com o auxílio de uma máquina de corte de precisão da marca Struers modelo Minitom, que realiza cortes com discos diamantados a baixa velocidade e carga controlada, disponível Laboratório de Materiais (LAMAT) do CEFET/RJ (Figura III.7).

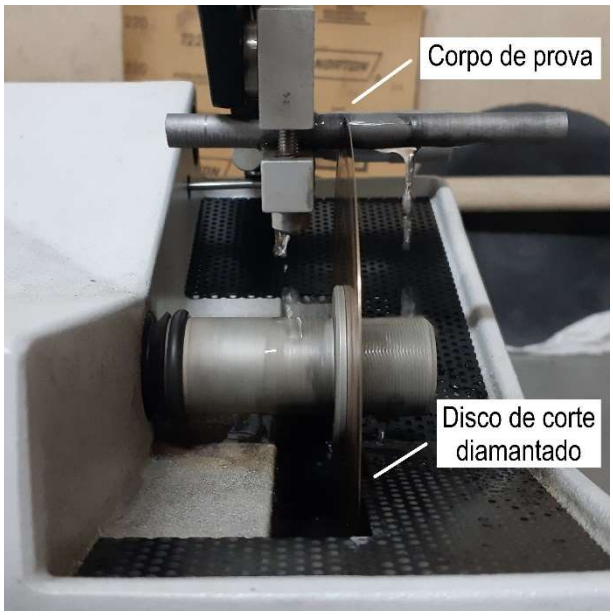


Figura III.7 - Corte das amostras.

Ao terminar o corte as amostras se encontravam com uma espessura de aproximadamente 0,800 mm. Para se obter uma tolerância de ± 1% na espessura final, primeiramente foi feito um lixamento utilizando a lixadeira automática com a lixa de granulometria de 320 para o desbaste até chegar a uma espessura de cerca de 0,530 mm e então foram feitas trocas para lixas de granulometria mais fina, até chegar a de granulometria 1200, para a finalização do processo de acordo com o descrito nas normas ASTM E320-20 e CWA 15627:2006 obtendo uma espessura final para os CPs de 0,5 mm. A medição dos corpos de prova foi feita com um micrômetro externo 0-25 mm Digimess IP54 de exatidão ± 0,001 mm. A Figura III.8 mostra o aspecto dos corpos de prova finalizados.

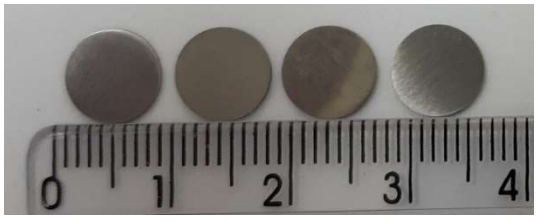


Figura III.8 - Corpos de prova finalizados.

III.3.3. Montagem do Sistema

Para a realização dos ensaios de *Small Punch*, o dispositivo adaptador fabricado para a realização dos testes foi montado em uma máquina universal de ensaios da marca Instron modelo 5985, com uma célula de carga de 5kN, que se encontra no

LAMAT do CEFET/RJ. Todos os ensaios foram executados em temperatura ambiente. Na Figura III.9 se apresenta a montagem do sistema de ensaios.

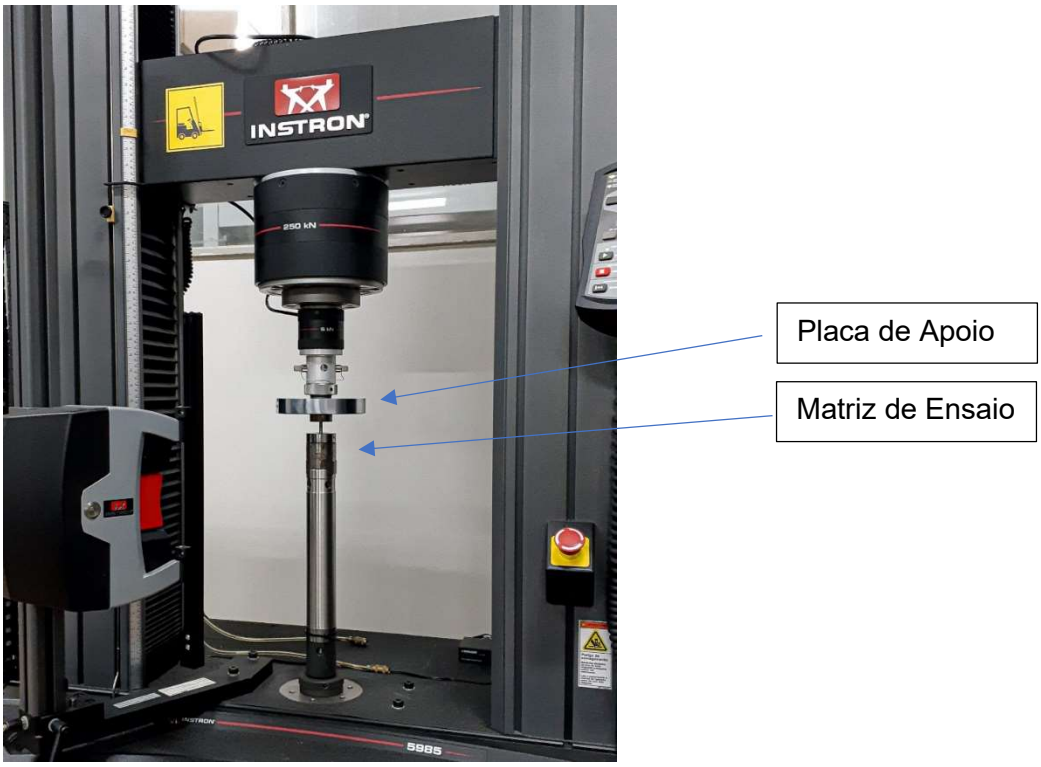


Figura III.9 - Sistema montado para a realização do *Small Punch Test*.

Obteve-se a curva força vs. deslocamento do punção por meio do sistema de aquisição dados gerenciado pelo software BlueHill 3 da Instron. Como medida do deslocamento do punção, foi considerado o deslocamento da ponte móvel (travessão) da máquina de ensaios o qual é medido através de um sensor "*encoder*". Duas velocidades de deslocamento foram utilizadas, 0,2 mm/min e 0,5 mm/min, as quais são compatíveis com as taxas de deformação aplicadas para determinação de propriedades em ensaios e tração uniaxial, sendo a velocidade de 0,2 mm/min estipulada pela norma CWA 15627:2006 e a velocidade de 0,5 mm/min indicada pela norma ASTM E3205-20.

III.3.4. Análise dos dados obtidos

Para o estudo das propriedades mecânicas da junta soldada obtida pelo processo MCAW-RE, foram preparados primeiramente vinte corpos de prova, sendo realizados dez ensaios em cada uma das duas velocidades determinadas, com amostras de metal de base sem lubrificação. Após a realização dos primeiros ensaios foi percebido que a ponta do punção estava deformando a amostra de forma levemente

descentralizada o que invalida os resultados obtidos, em razão disso foi feito o uso de lubrificação nos demais ensaios de modo a corrigir esse deslocamento. Foram efetuados mais vinte ensaios de metal de base, vinte de metal de solda e trinta de zona termicamente afetada, todos divididos igualmente entre as duas velocidades estudadas. Os testes preliminares realizados nas amostras obtidas do metal de base serviram de referência para os cálculos de determinação das propriedades mecânicas. Para fins de comparação, foram utilizados os dados de propriedades mecânicas do metal base obtidos por meio de ensaios de tração convencionais.

Devido ao tamanho reduzido do corpo de prova o ensaio tem grande sensibilidade a heterogeneidade do material, deste modo até 30% das amostras foram descartadas nas etapas de análise.

Para a determinação da tensão limite de escoamento é preciso inicialmente definir o valor do parâmetro P_y, e como dito anteriormente isso pode ser feito sob diferentes modos. Para uma melhor avaliação foram usadas duas metodologias diferentes para a determinação desse parâmetro, sendo elas: o descrito por MAO & TAKAHASHI (1987) e a do Código de Práticas CEN (2006).

A Figura III.10 apresenta o procedimento adotado para a determinação dos valores de P_y pelos dois métodos acima citados.

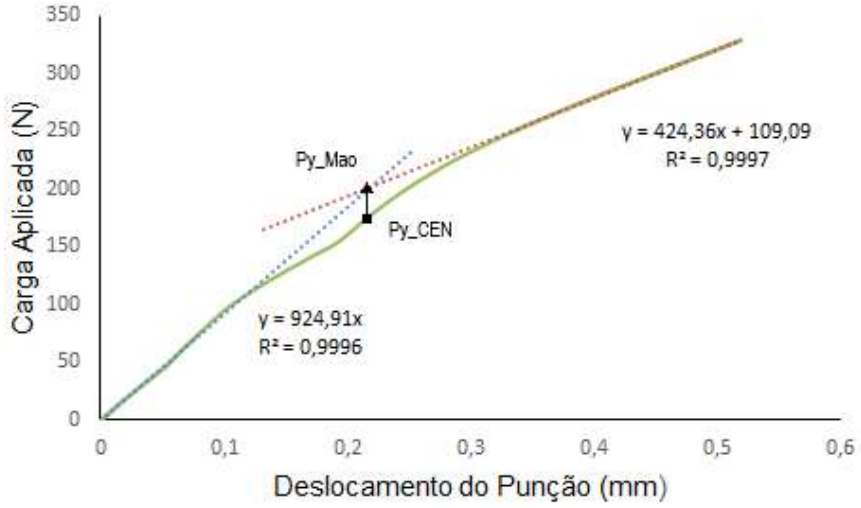


Figura III.10 - Determinação de P_y pelos métodos de MAO & TAKAHASHI (1987) e o do Código de Práticas do CEN (2006).

Para a determinação de P_y pelo método de MAO & TAKAHASHI (1987) são definidas duas curvas de tendência, uma referente à deformação elástica da amostra (Região I) e a outra relativa à porção inicial da deformação plástica (Região II), o ponto

de interseção entre as duas estabelece então a carga P_y e o deslocamento do punção associado a mesma. Os códigos de prática CEN e ASTM fazem uma pequena mudança acerca do que foi proposto por MAO & TAKAHASHI (1987), neste caso o P_y é definido pela projeção vertical do ponto de interseção entre as duas curvas de tendência das Regiões I e II na curva resultante do ensaio.

A tensão limite de escoamento foi determinada pela Equação II.1, que relaciona a carga P_y com a espessura do corpo de prova e as constantes experimentais α_1 e α_2. A constante α_2 foi definida como sendo igual a zero, simplificação aplicada por outros autores como MAO & TAKAHASHI (1987) e GARCÍA et al. (2014), com a finalidade de que ocorra um ajuste linear passando pela origem das tensões.

Com base na Equação II.1, foi possível determinar a constante de ensaio α_1 da seguinte forma: o valor encontrado para P_y de cada amostra foi inicialmente dividido pelo valor de t_0 (espessura inicial da amostra) elevado ao quadrado, posteriormente a isso foi usada a tensão limite de escoamento mínima esperada pelo material (260 MPa) dividida pelo resultado da primeira etapa para determinar um α_1 individual a cada corpo de prova, foi então feita a média desses valores com o intuito de gerar uma constante α_1 única para o material estudado.

Um exemplo de como foi feito todo o processo se encontra na Tabela III.6.

Tabela III.6 – Processo de obtenção da constante de ensaio α_1.

Py (N)	Py/(t2)	LE mín (MPa)	α_1	α_1 (méd)	Desvio Padrão
146,73477	586,93908	260	0,4429761	0,469979562	0,033164675
133,57883	534,31532		0,4866041		
140,51462	562,05848		0,4625853		
148,06967	592,27868		0,4389825		
125,30126	501,20504		0,5187498		

Com o desenvolvimento das constantes de ensaio para as regiões e velocidades analisadas, foi então possível determinar as propriedades mecânicas analisadas durante a pesquisa.

II.4. Caracterização Microestrutural

O preparo dos corpos de prova para a microscopia óptica foi realizado através das técnicas de lixamento convencionais utilizando-se lixas de granulometria 100, 220,

320, 400, 500, 600 e 1200. Subsequentemente a esse processo foi feito o polimento com pasta diamantada de 6, 3 e 1 μm. Terminado esse processo, a amostra sofreu um ataque químico aplicando o reagente nital 2%.

III.5. Ensaio de Microdureza

Devido a heterogeneidade microestrutural apresentada na metalografia e os resultados obtidos para as propriedades mecânicas da zona termicamente afetada foram feitos os ensaios de dureza para apoiar a caracterização da região.

Para os ensaios de microdureza foram separadas quatros amostras referentes a zona termicamente afetada, sendo duas situadas próximas ao metal de base e duas próximas ao metal de solda. Fez-se a medição utilizando o microdurômetro da marca Instron-Wilson modelo 402 MVD na escala Vickers ($HV_{0,1}$), de acordo com a norma ASTM E384-17 (2017). Em cada um dos corpos de prova foram feitas 4 endentações nos seguintes pontos: de cada lado da ruptura e nas duas pontas, para tal foi utilizada uma carga de 100 gf por 15 segundos em temperatura ambiente.

III.6. Fluxograma de Atividades

De forma a resumir as etapas do processo utilizado durante a realização dessa pesquisa foi produzido o fluxograma presente na Figura III.11.

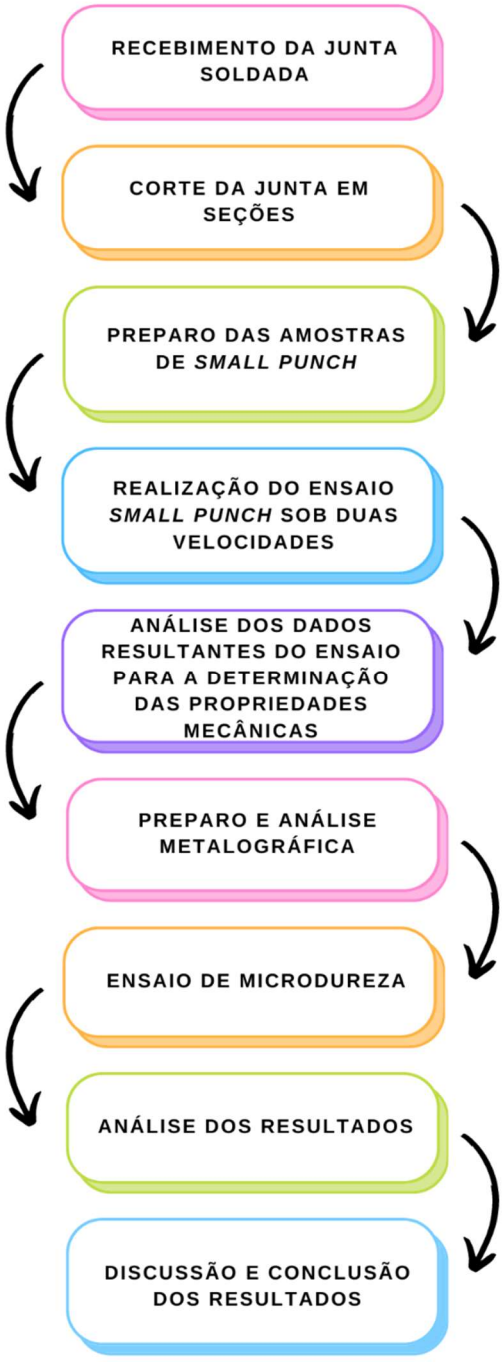


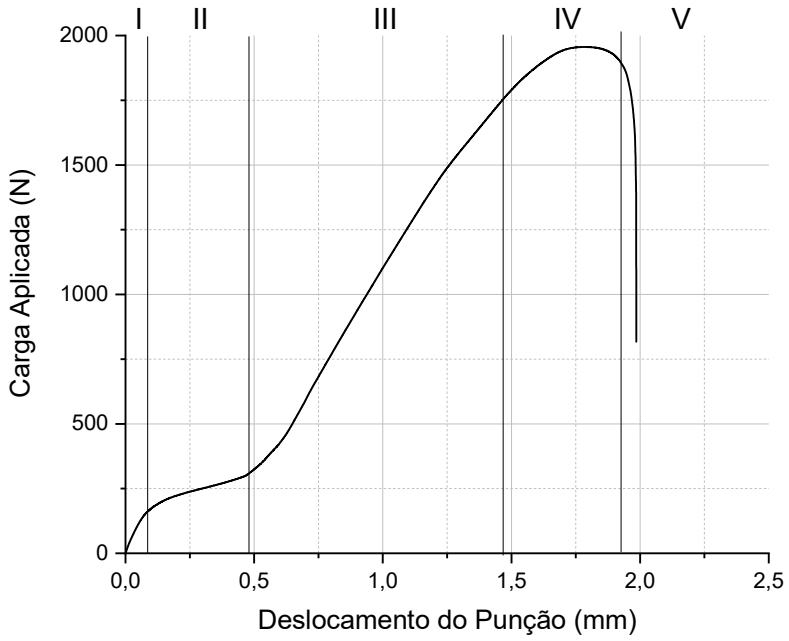
Figura III.11 – Fluxograma de atividades.

CAPÍTULO IV

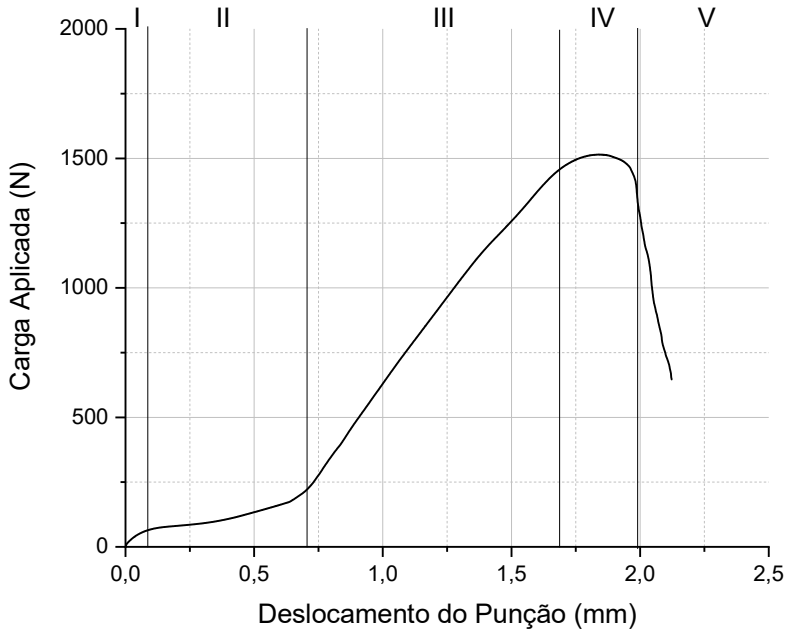
RESULTADOS

IV.1. Resultados Gerais

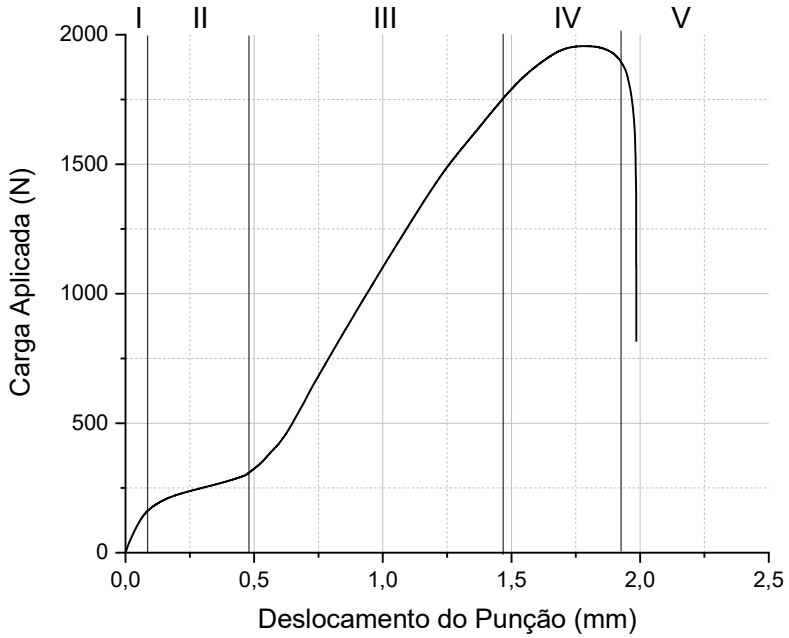
Os resultados dos ensaios *Small Punch* são apresentados através das curvas carga aplicada vs. deslocamento do punção, sendo avaliadas três regiões distintas da junta soldada, como mostrado na Figura IV.1 sendo (a) metal de base, (b) zona termicamente afetada e (c) metal de solda com velocidade de deslocamento do punção de 0,5 mm/min. As curvas apresentadas estão divididas em regiões, de I a V, conforme proposto por autores como PRAKASH & ARUNKUMAR (2015) e RASCHE & KUNA (2015), e previamente definidas no Capítulo II.1. Ao se fazer a análise dos gráficos apresentados na Figura IV.1 pode-se observar que os resultados aqui obtidos são similares aos de outros autores como CHICA *et al*. (2018), MORENO *et al*. (2016) e GARCÍA *et al*. (2014) para materiais dúcteis, apresentando todas as fazes de deformação.



(a)



(b)

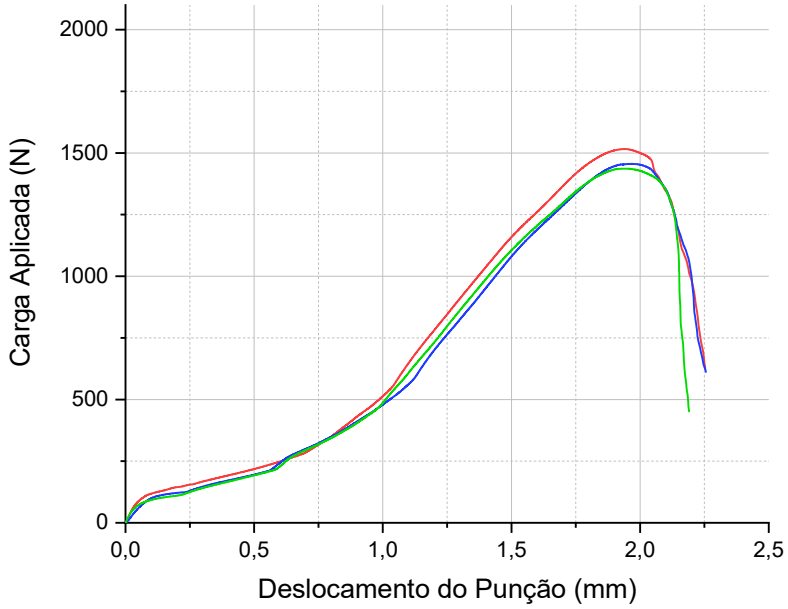


(c)

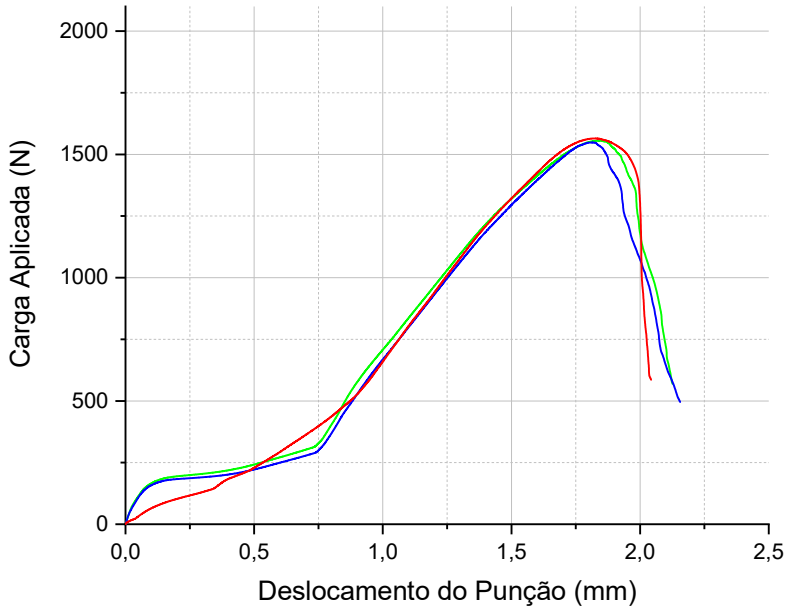
Figura IV.1 - Curva carga aplicada vs. deslocamento do punção para (a) metal de base, (b) zona termicamente afetada e (c) metal de solda na velocidade de 0,5 mm/min.

As normas CEN CWA 15627:2006 e ASTM E320-20 especificam duas

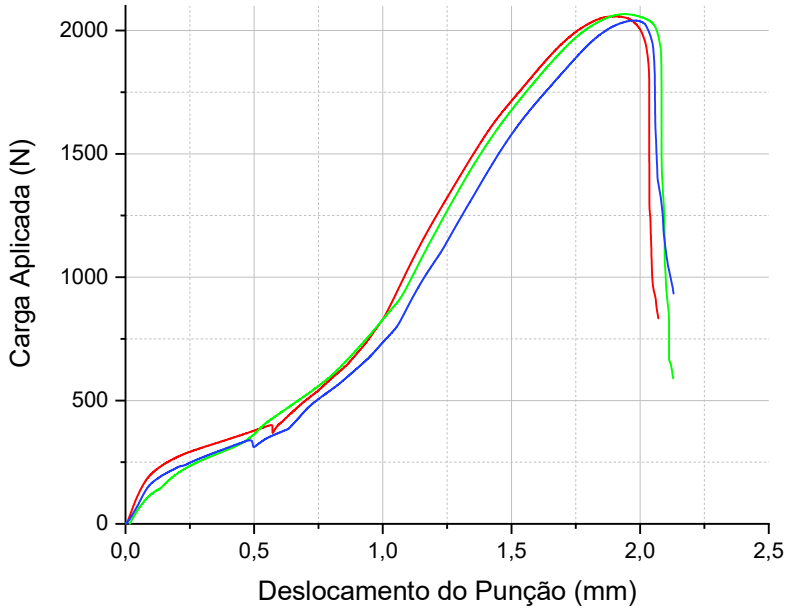
velocidades para o deslocamento do punção diferenciadas (0,2 mm/min e 0,5 mm/min respectivamente). Na Figura IV.2 estão dispostas curvas resultantes de três ensaios *Small Punch* com velocidade de deslocamento de punção de 0,2 mm/min para cada uma das regiões estudadas, (a) metal de base, (b) zona termicamente afetada e (c) metal de solda.



(a)



(b)

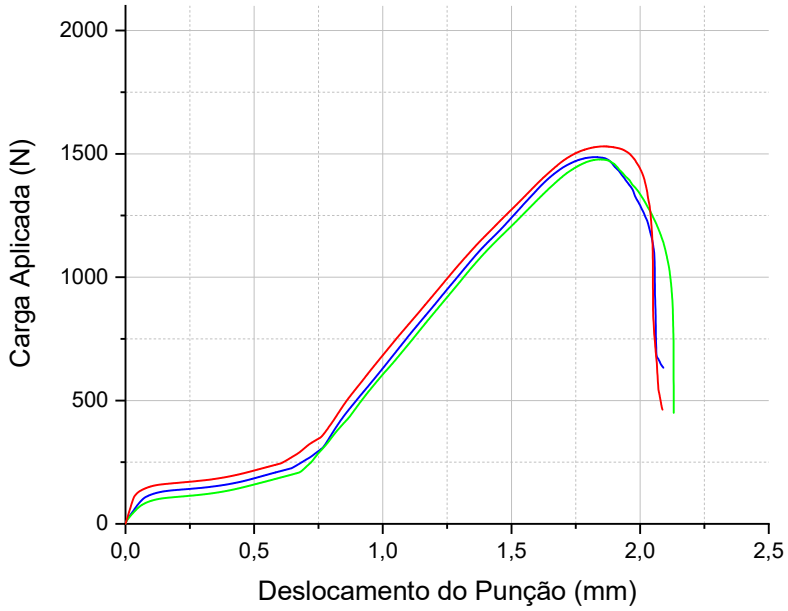


(c)

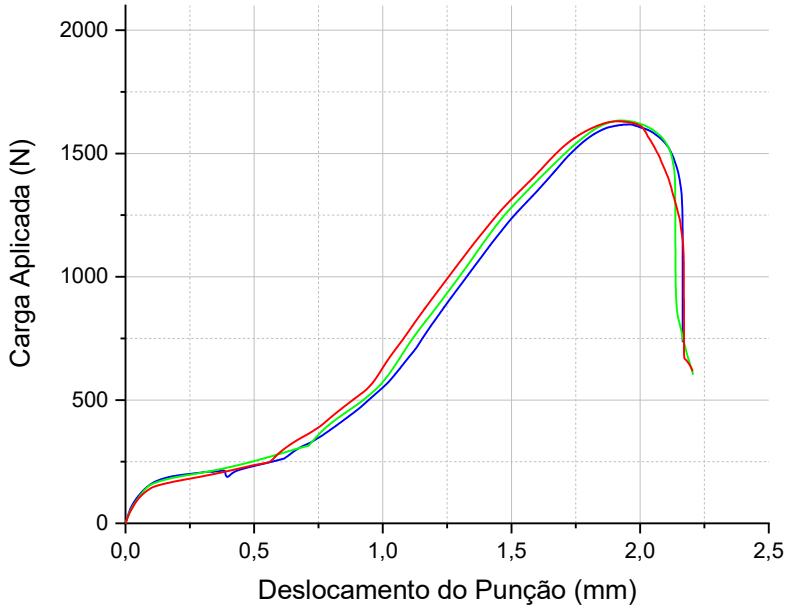
Figura IV.2 – Repetitividade das curvas carga aplicada vs. deslocamento do punção para (a) metal de base, (b) zona termicamente afetada e (c) metal de solda na velocidade de ensaio de 0,2 mm/min.

Observa-se uma similaridade no comportamento da relação carga aplicada vs. deslocamento do punção para as curvas obtidas em ensaios realizados com a mesma velocidade, mostrando que o ensaio *Small Punch* apresenta uma eficiente repetitividade. Assim pode-se ver com clareza a pouca variação no delineado da curva carga aplicada vs. deslocamento do punção, especialmente em pontos de maior importância como o ponto de carga máxima e a extensão no ponto de carga máxima. Cabe destacar a maior dispersão apresentada no início das curvas da região da ZTA, que pode estar relacionada ao posicionamento da retirada dos corpos de prova e a maior heterogeneidade microestrutural dessa região da junta, que influencia significativamente nos resultados do ensaio de *Small Punch*.

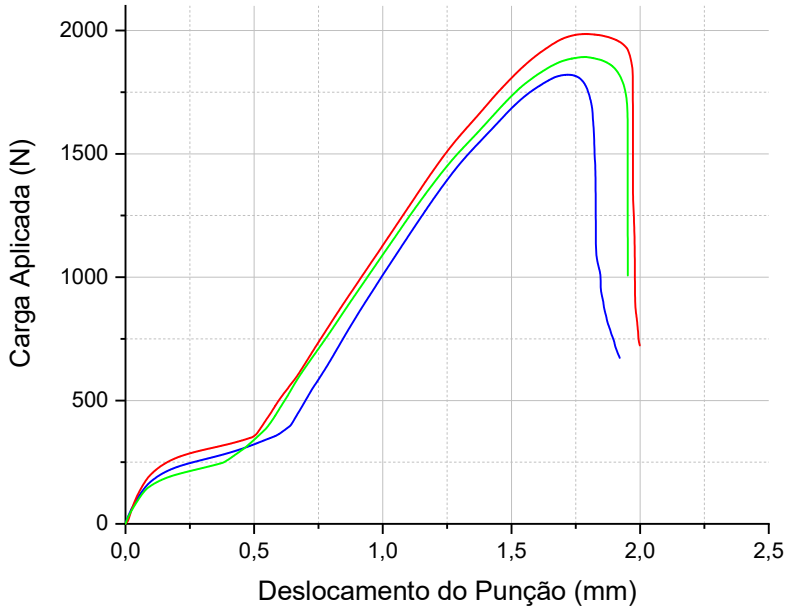
A mesma repetitividade de resultados, com relação aos pontos de maior carga e alongamento, pode ser observada quando se trata da velocidade de deslocamento do punção de 0,5 mm/min, como mostrado na Figura IV.3 sendo (a) metal de base, (b) zona termicamente afetada e (c) metal de solda.


Carga Aplicada (N)
2000
1500
1000
500
0
0,0
0,5
1,0
1,5
2,0
2,5
Deslocamento do Punção (mm)

(a)


Carga Aplicada (N)
2000
1500
1000
500
0
0,0
0,5
1,0
1,5
2,0
2,5
Deslocamento do Punção (mm)

(b)



(c)

Figura IV.3 - Repetitividade das curvas carga aplicada vs. deslocamento do punção para (a) metal de base, (b) zona termicamente afetada e (c) metal de solda na velocidade de ensaio de 0,5 mm/min.

Foram executados um total de noventa ensaios: quarenta de metal de base (sendo utilizado lubrificação em metade desses ensaios), vinte de metal de solda e trinta de amostras retiradas da zona termicamente afetada. As amostras foram divididas igualmente entre as duas velocidades estudadas. Inicialmente os ensaios em sua totalidade seriam feitos sem a utilização de lubrificação, como previsto pelas duas normas, entretanto após a execução dos primeiros vinte ensaios com o metal de base se percebeu um deslocamento do local de aplicação da carga o que invalidaria o resultados. Como meio de atenuação desse efeito foi aplicada lubrificação em todas as amostras subsequentes, conforme outros autores como GARCÍA *et al.*, (2014).

Posteriormente foi feita uma análise dos dados e obtiveram-se os valores para carga máxima (P_m), deslocamento máximo do punção (d_m) e a carga associada à tensão limite de escoamento (P_y) para cada um dos CPs utilizados. Na Tabela IV.1 encontram-se os valores de P_m, d_m e P_y, usando os métodos de MAO & TAKAHASHI (1987) e Código de Práticas do CEN para todos os corpos de prova, separados por região e velocidades.

Tabela IV.1 - Valores de P_m, d_m e P_y, para as diferentes regiões da solda obtidos pelo ensaio SPT a diferentes velocidades.

Região	Velocidade (mm/min)	P_m (N)	d_m (mm)	P_{y_MAO} (N)	P_{y_CEN} (N)
Metal de Base	0,2	1479 ± 53	1,90 ± 0,07	143 ± 24	124 ± 24
	0,5	1434 ± 92	1,68 ± 0,15	146 ± 17	124 ± 18
ZTA	0,2	1514 ± 64	1,83 ± 0,08	86 ± 28	64 ± 29
	0,5	1546 ± 82	1,83 ± 0,10	142 ± 42	117 ± 37
Metal de Solda	0,2	2001 ± 84	1,91 ± 0,07	204 ± 16	180 ± 14
	0,5	1919 ± 83	1,85 ± 0,10	212 ± 20	181 ± 16

Os valores correspondentes ao de deslocamento máximo deveriam ser relativos ao ponto de ruptura do corpo de prova, entretanto como a determinação desse ponto no decorrer do ensaio *Small Punch* é complexo empregou-se o deslocamento equivalente à carga máxima para a realização desse trabalho, essa mesma simplificação é usada por autores como GARCÍA *et al*. (2014).

Pode-se perceber uma relevante diferença para os valores de P_y para a ZTA, isso se deve a maior heterogeneidade presente na região.

IV.2. Metal de Base

IV.2.1. Tensão Limite de Escoamento

Como foi abordado anteriormente, no Capítulo II.1, existem diversos métodos para a determinação do valor de P_y, carga associada a tensão limite de escoamento, entre eles estão o método apresentado por MAO & TAKAHASHI (1987) e o do Código de Práticas do CEN (2006), mesmo apresentado na norma ASTM E320-20.

A Equação II.1, que relaciona a carga P_y com a espessura do corpo de prova e as constantes experimentais α_1 e α_2, é utilizada para a determinação da tensão limite de escoamento. As Equações IV.1 a IV.8 são baseadas na Equação II.1.

1. Técnica de MAO & TAKAHASHI (1987)

$$\sigma_{L.E.} = 0{,}4673 * \frac{P_{y_MAO}}{t^2} \qquad \text{Equação IV.1}$$

para v = 0,2 mm/min.

$$\sigma_{L.E.} = 0{,}4501 * \frac{P_{y_MAO}}{t^2}$$ Equação IV.2

para v = 0,5 mm/min.

2. Técnica do código de práticas CEN e ASTM

$$\sigma_{L.E.} = 0{,}5393 * \frac{P_{y_CEN}}{t^2}$$ Equação IV.3

para v = 0,2 mm/min.

$$\sigma_{L.E.} = 0{,}5296 * \frac{P_{y_CEN}}{t^2}$$ Equação IV.4

para v = 0,5 mm/min.

Usando as Equações IV.1 a IV.4 foram então calculadas as tensões limite de escoamento para o metal de base nas duas velocidades de deslocamento do punção estabelecidas. Na Tabela IV.2 estão especificados os resultados.

Tabela IV.2 - Resultados da tensão limite de escoamento por SPT para o aço ASTM A-516 Grau 70.

Região	$\sigma_{L.E.}$ Convencional (MPa)	Velocidade (mm/min)	MAO	CEN/ASTM
			$\sigma_{L.E.}$ (MPa)	$\sigma_{L.E.}$ (MPa)
Metal de Base	260 (mín.)	0,2	367 ± 44	269 ± 52
		0,5	263 ± 30	265 ± 38

IV.2.2. Tensão Limite de Resistência

Ao determinar a tensão limite de resistência foram usadas as Equações II.2 e II.3. A Equação II.2 correlaciona a carga máxima (P_m) com a espessura do corpo de prova (t_0) mediante o uso das constantes experimentais β_1 e β_2. A Equação II.3 faz uso do deslocamento do punção no ponto de carga máxima (d_m), da espessura do CP (t_0) com as constantes β_1' e β_2'. Assim, como no item anterior, novas constantes de ensaio foram calculadas para as regiões nas duas velocidades empregadas. Para tanto, a mesma metodologia aplicada para a determinação das constantes experimentais relacionadas a tensão limite de escoamento foi empregada para obter tensão limite de resistência. As Equações IV.5 e IV.6 são referentes a Equação II.2 e as Equações IV.7 e IV.8 são referentes a Equação II.3.

Para a Equação II.2 obtém-se:

$$\sigma_{L.R.} = 0{,}0935 * \frac{P_m}{t^2} \qquad \text{Equação IV.5}$$

para v = 0,2 mm/min.

$$\sigma_{L.R.} = 0{,}0967 * \frac{P_m}{t^2} \qquad \text{Equação IV.6}$$

para v = 0,5 mm/min.

Para a Equação II.3 obtém-se:

$$\sigma_{L.R.} = 0{,}3554 * \frac{P_m}{t * d_m} \qquad \text{Equação IV.7}$$

para v = 0,2 mm/min.

$$\sigma_{L.R.} = 0{,}3229 * \frac{P_m}{t * d_m} \qquad \text{Equação IV.8}$$

para v = 0,5 mm/min.

Empregando as Equações IV.5 a IV.8 foi possível determinar as tensões limite de resistência do metal de base nas velocidades de deslocamento do punção estudadas. A Tabela IV.4 apresenta os resultados obtidos.

Tabela IV.3 - Resultados da tensão limite de resistência por SPT para o aço ASTM A-516 Grau 70.

Região	$\sigma_{L.R.}$ Convencional (MPa)	Velocidade (mm/min)	$\frac{P_m}{t^2}$	$\frac{P_m}{t * d_m}$
			$\sigma_{L.R.}$ (MPa)	$\sigma_{L.R.}$ (MPa)
Metal de Base	485 – 620	0,2	553 ± 20	552 ± 16
		0,5	555 ± 35	553 ± 27

IV.2.3. Alongamento Percentual

Como base de cálculo do alongamento percentual foi utilizada a equação mais atualizada apresentada por RODRIGUEZ *et al*. (2009). A Equação II.5 faz a correlação da constante experimental γ', com o deslocamento do ponto de carga máxima e a espessura do corpo de prova. Para a determinação do valor da constante experimental foi utilizado o mesmo método dos itens anteriores. As Equações IV.9 e IV.10 são

referentes a Equação II.5.

$$A(\%) = 5{,}0017 * \frac{d_m}{t} \qquad \text{Equação IV.9}$$

para v = 0,2 mm/min.

$$A(\%) = 5{,}7049 * \frac{d_m}{t} \qquad \text{Equação IV.10}$$

para v = 0,5 mm/min.

Estabelecidas as Equações IV.9 e IV.10 obteve-se os resultados para o alongamento percentual que estão apresentados na Tabela IV.5.

Tabela IV.4 - Resultados do alongamento percentual por SPT para o aço ASTM A-516 Grau 70.

Região	Al Convencional (%)	Velocidade (mm/min)	Alongamento (%)
Metal de Base	17 - 21	0,2	19,02 ± 0,72
		0,5	19,14 ± 1,69

IV.3. Zona Termicamente Afetada

Devido à pouca informação a respeito de como o ensaio *Small Punch* se comporta com amostras da zona termicamente afetada, além da grande heterogeneidade microestrutural da região, a análise dos dados obtidos foi feita de duas formas diferenciadas, sendo elas:

1. Geral: todas as amostras foram tratadas juntas independente da proximidade da junta soldada;
2. Por proximidade: amostras agrupadas pela proximidade do metal de solda ou do metal de base.

Sendo a ZTA constituída do mesmo material do metal de base, tendo somente suas características modificadas devido as altas temperaturas as quais foi submetida durante o processo de soldagem, as equações utilizadas para o cálculo das propriedades mecânicas deste serão as mesmas utilizadas na seção IV.2.

IV.3.1. Tensão Limite de Escoamento

Como previamente descrito, no item IV.2.1, foram usadas as Equações IV.1 a IV.4 para a determinação da tensão limite de escoamento. Na Tabela IV.6 temos o resultado da tensão limite de escoamento para os dois grupamentos de amostras da zona termicamente afetada.

Tabela IV.5 – Resultados da tensão limite de escoamento por SPT para a zona termicamente afetada.

Grupamento	Sub-Grupamento	Velocidade (mm/min)	MAO	CEN/ASTM
			$\sigma_{L.E.}$ (MPa)	$\sigma_{L.E.}$ (MPa)
Geral	-	0,2	161 ± 53	146 ± 58
		0,5	272 ± 56	266 ± 51
Por Proximidade	do Metal de Solda	0,2	132 ± 21	111 ± 26
		0,5	194 ± 46	194 ± 52
	do Metal de Base	0,2	217 ± 34	204 ± 54
		0,5	285 ± 53	277 ± 51

IV.3.2. Tensão Limite de Resistência

Da mesma forma que no item IV.2.2 as Equações IV.5 a IV.8 foram utilizadas para o cálculo da tensão limite de resistência da zona termicamente afetada. Na Tabela IV.7 estão expressos os resultados obtidos para cada um dos grupamentos de corpos de prova estudados.

Tabela IV.6- Resultados da tensão limite de resistência por SPT para a zona termicamente afetada.

Grupamento	Sub-Grupamento	Velocidade (mm/min)	$\frac{P_m}{t^2}$	$\frac{P_m}{t * d_m}$
			$\sigma_{L.R.}$ (MPa)	$\sigma_{L.R.}$ (MPa)
Geral	-	0,2	566 ± 24	589 ± 18
		0,5	598 ± 32	545 ± 17
Por Proximidade	do Metal de Solda	0,2	555 ± 24	585 ± 19
		0,5	583 ± 49	543 ±11
	do Metal de Base	0,2	584 ± 4	596 ± 17
		0,5	605 ± 19	546 ± 20

IV.3.3. Alongamento Percentual

Para o cálculo do alongamento percentual foram usadas as mesmas equações apresentadas no item IV.2.3, Equações IV.9 e IV.10, e os resultados obtidos estão apresentados na Tabela IV.8.

Tabela IV.7 - Resultados do alongamento percentual por SPT para a zona termicamente afetada.

Grupamento	Sub-Grupamento	Velocidade (mm/min)	Alongamento (%)
Geral	-	0,2	18,28 ± 0,81
		0,5	20,90 ± 1,09
Por Proximidade	do Metal de Solda	0,2	18,04 ± 0,84
		0,5	20,04 ± 1,48
	do Metal de Base	0,2	18,67 ± 0,65
		0,5	21,13 ± 0,86

IV.4. Metal de Solda

IV.4.1. Tensão Limite de Escoamento

Assim como foi proposto no item IV.2.1, foram utilizados os métodos de MAO & TAKAHASHI (1987) e o do Código de Práticas do CEN (mesmo apresentado na norma ASTM E320-20) para a determinação de P_y, carga associada a tensão limite de escoamento. A partir desse ponto foram então calculadas as constantes de ensaio (α_1) para os dois métodos e as duas velocidades de ensaio empregadas, que estão expressas nas Equações IV.11 a IV.14, para tal foram utilizados os dados nominais de propriedades do metal depositado para obter os valores do metal de solda que resulta da diluição com o metal de adição, essas sendo baseadas na Equação II.1. Entretanto, na literatura quando feito o estudo de uma junta soldada as constantes de ensaio utilizadas são as mesmas adquiridas para o metal de base, devido a isso foi também feito o cálculo da tensão limite de escoamento para o metal de solda utilizando as Equações IV.1 a IV.4.

1. Técnica de MAO & TAKAHASHI (1987)

$$\sigma_{L.E.} = 0{,}9129 * \frac{P_{y_MAO}}{t^2}$$ Equação IV.11

para v = 0,2 mm/min.

$$\sigma_{L.E.} = 0{,}8831 * \frac{P_{y_MAO}}{t^2}$$ Equação IV.12

para v = 0,5 mm/min.

2. Técnica do código de práticas CEN e ASTM

$$\sigma_{L.E.} = 1{,}0368 * \frac{P_{y_CEN}}{t^2}$$ Equação IV.13

para v = 0,2 mm/min.

$$\sigma_{L.E.} = 1{,}0292 * \frac{P_{y_CEN}}{t^2}$$ Equação IV.14

para v = 0,5 mm/min.

Aplicando as Equações IV.11 a IV.14 e as Equações IV.1 a IV.4 calculou-se a tensão limite de escoamento do metal de solda e o resultado pode ser visto na Tabela IV.9.

Tabela IV.8 - Resultados da tensão limite de escoamento por SPT para o metal de solda.

Constantes	$\sigma_{L.E.}$ Convencional (MPa)	Velocidade (mm/min)	MAO	CEN/ASTM
			$\sigma_{L.E.}$ (MPa)	$\sigma_{L.E.}$ (MPa)
do Metal de Adição	690 - 795	0,2	746 ± 60	746 ± 57
		0,5	747 ± 71	747 ± 65
do Metal de Base		0,2	382 ± 31	388 ± 30
		0,5	353 ± 33	384 ± 33

IV.4.2. Tensão Limite de Resistência

Aplicou-se a mesma metodologia de determinação das constantes experimentais relacionadas a tensão limite de escoamento para a tensão limite de

resistência. As Equações IV.15 e IV.16 são referentes a Equação II.2 e as Equações IV.17 e IV.18 são referentes a Equação II.3, fazendo uso dos dados nominais do metal de adição AWS E110C-K4 H4 com gás de proteção Ar-25%CO_2. Como no item anterior a tensão limite de resistência também foi calculada utilizando as constantes de ensaio referentes ao metal de base.

Para a Equação II.2 temos:

$$\sigma_{L.R.} = 0{,}0992 * \frac{P_m}{t^2} \qquad \text{Equação IV.15}$$

para v = 0,2 mm/min.

$$\sigma_{L.R.} = 0{,}1034 * \frac{P_m}{t^2} \qquad \text{Equação IV.16}$$

para v = 0,5 mm/min.

Para a Equação II.3 temos:

$$\sigma_{L.R.} = 0{,}3786 * \frac{P_m}{t * d_m} \qquad \text{Equação IV.17}$$

para v = 0,2 mm/min.

$$\sigma_{L.R.} = 0{,}3823 * \frac{P_m}{t * d_m} \qquad \text{Equação IV.18}$$

para v = 0,5 mm/min.

Ao empregar as Equações IV.15 a IV.18 e as Equações IV.5 a IV.8 obteve-se os valores para a tensão limite de resistência para o metal de solda nas velocidades estudadas. Na Tabela IV.10 estão expressos os resultados obtidos.

Tabela IV.9 - Resultados da tensão limite de resistência por SPT para o metal de solda.

Constantes	$\sigma_{L.R.}$ Convencional (MPa)	Velocidade (mm/min)	$\frac{P_m}{t^2}$	$\frac{P_m}{t * d_m}$
			$\sigma_{L.R.}$ (MPa)	$\sigma_{L.R.}$ (MPa)
do Metal de Adição	760 - 825	0,2	794 ± 33	794 ± 33
		0,5	794 ± 34	794 ± 31
do Metal de Base		0,2	751 ± 31	776 ± 31
		0,5	759 ± 32	678 ± 27

IV.4.3. Alongamento Percentual

Assim como nos itens anteriores foi determinada a nova constante de ensaio γ', que estão expressas nas Equações IV.19 e IV.20, sendo essas referentes a Equação II.5. Foram também utilizadas as Equações IV.9 e IV.10 relativas ao metal de base.

$$A(\%) = 5{,}7965 * \frac{d_m}{t} \qquad \text{Equação IV.19}$$

para v = 0,2 mm/min.

$$A(\%) = 5{,}9605 * \frac{d_m}{t} \qquad \text{Equação IV.20}$$

para v = 0,5 mm/min.

Estabelecidas as Equações IV.19 e IV.20 obteve-se os resultados para o alongamento percentual que estão apresentados na Tabela IV.11, na mesma também estão expressos os resultados obtidos através das Equações IV.9 e IV.10.

Tabela IV.10 - Resultados do alongamento percentual por SPT para o metal de solda.

Constantes	Al Convencional (%)	Velocidade (mm/min)	Alongamento (%)
do Metal de Adição	20 - 24	0,2	22,03 ± 0,79
		0,5	22,06 ± 1,22
do Metal de Base		0,2	18,40 ± 0,68
		0,5	21,35 ± 1,17

CAPÍTULO V

DISCUSSÃO

V.1. Tensão Limite de Escoamento

Com a finalidade de uma melhor visualização e estudo dos resultados foram gerados gráficos referentes as tabelas apresentadas no capítulo anterior. Na Figura V.1 estão representadas as informações expressas na Tabela IV.3. A tolerância para o valor mínimo requerido para a tensão limite de escoamento do ASTM A-516 Grau 70 (metal de base) é de 0,5%.

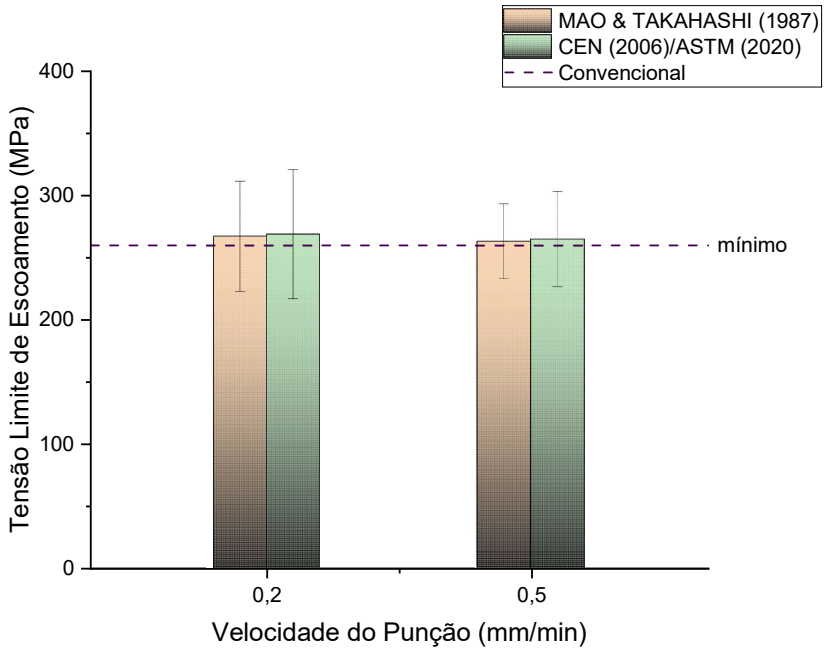


Figura V.1 - Resultado para a tensão limite de escoamento do aço ASTM A-516 Grau 70.

Pode-se perceber que para o metal de base ambas as velocidades utilizadas têm resultados bastante similares, com a velocidade de ensaio de 0,5 mm/min exibindo um desvio padrão inferior. Independente disto, os valores obtidos para a tensão limite de escoamento pelos dois métodos de cálculo da carga P_y, retratam resultados bastante aproximados, não sendo possível determinar um método mais eficiente.

Apesar dos resultados similares, ambos apresentam um desvio padrão que supera os 0,5% esperado pelo material como valor mínimo para essa propriedade. Como visto no Capítulo III.1.1, a microestrutura do aço ASTM A-516 Grau 70 apresenta um bandeamento de ferrita e perlita e devido ao tamanho da amostra acredita-se que

os menores valores de limite de escoamento possam ser atribuídos ao fato da amostra conter uma microestrutura com área predominantemente ferrítica o que acarretaria uma tensão limite de escoamento mais baixa.

Na Figura V.2 está disposto o resultado geral para a tensão limite de escoamento da zona termicamente afetada, explicitado Tabela IV.6.

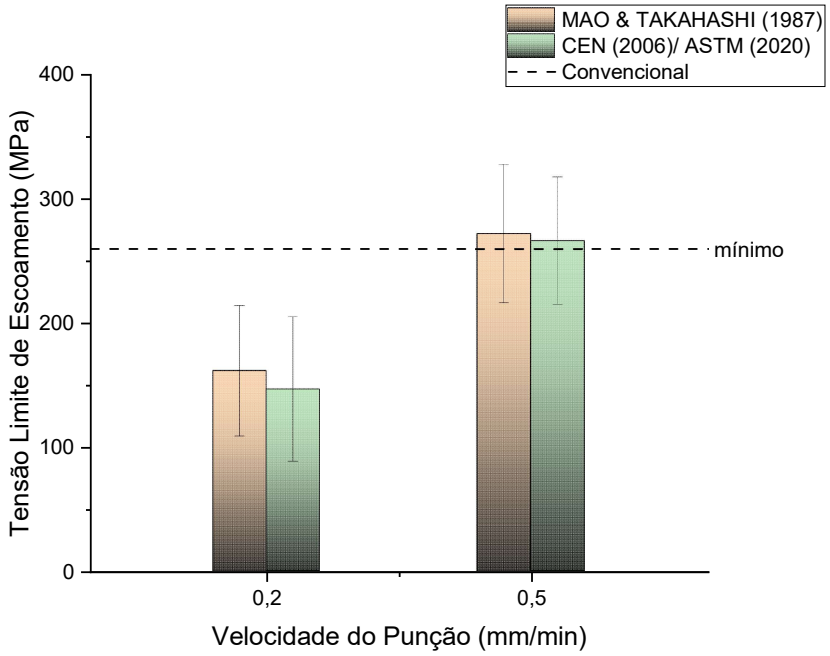


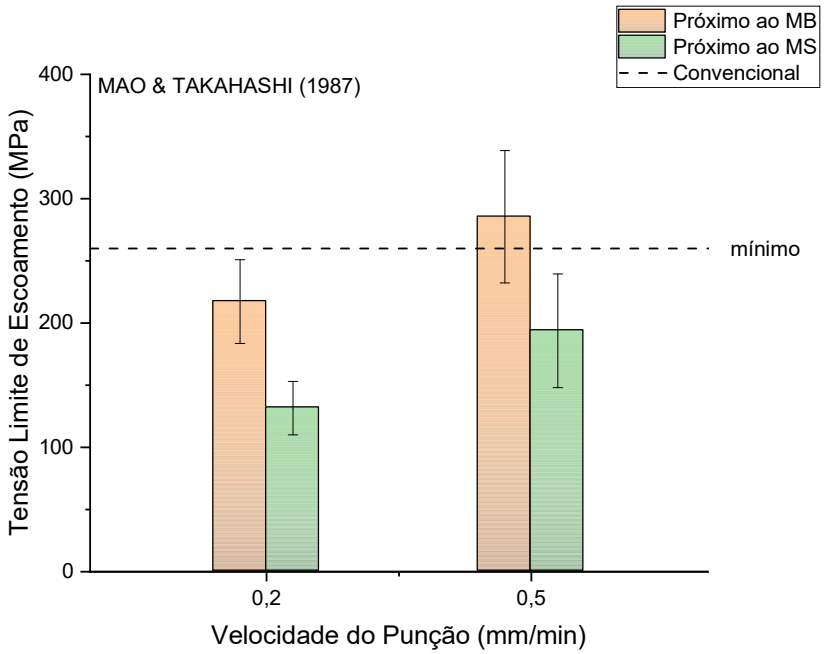
Figura V.2 – Resultado geral para a tensão limite de escoamento para a zona termicamente afetada.

Pode-se observar que na velocidade de 0,5 mm/min os resultados para os dois métodos de obtenção de P_y são mais uniformes e mais próximos ao valor esperado para a tensão limite de escoamento o que pode sugerir que essa velocidade seja a mais indicada ao estudo dessa região. De acordo com CONTRERAS *et al*. (2008) a tensão limite e escoamento assim como a tensão limite de resistência devem subir com o aumento da velocidade, entretanto no caso do alongamento percentual o resultado obtido para velocidades mais altas devem ser menores. Em consequência da disparidade de resultados das duas velocidades estudadas foi proposto a separação das amostras em dois grupos, um próximo ao metal de base e outro próximo ao metal de solda, para averiguação se a localização das amostras de ZTA tem influência nos valores encontrados.

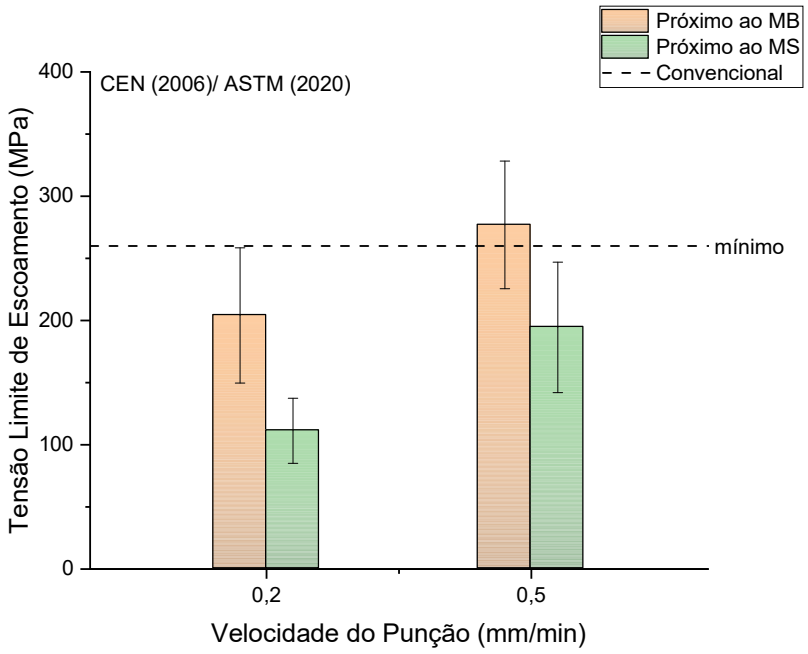
Em princípio a mudança de velocidade por ser muito pequena não deveria afetar de forma significativa os resultados encontrados (sensibilidade à taxa de deformação),

entretanto diferente dos ensaio de tração convencionais, onde o carregamento é uniaxial, o *Small Punch Test* apresenta um carregamento que é pelo menos biaxial o que poderia ser responsável pela não uniformidade dos resultados.

Na Figura V.3 encontram-se os resultados para a zona termicamente afetada de acordo com a proximidade do corpo de prova da junta soldada, onde (a) Técnica de MAO & TAKAHASHI (1987) e (b) para as normas CEN CWA 15627:2006 e ASTM E320-20, dados igualmente retirados da Tabela IV.6.



(a)



(b)

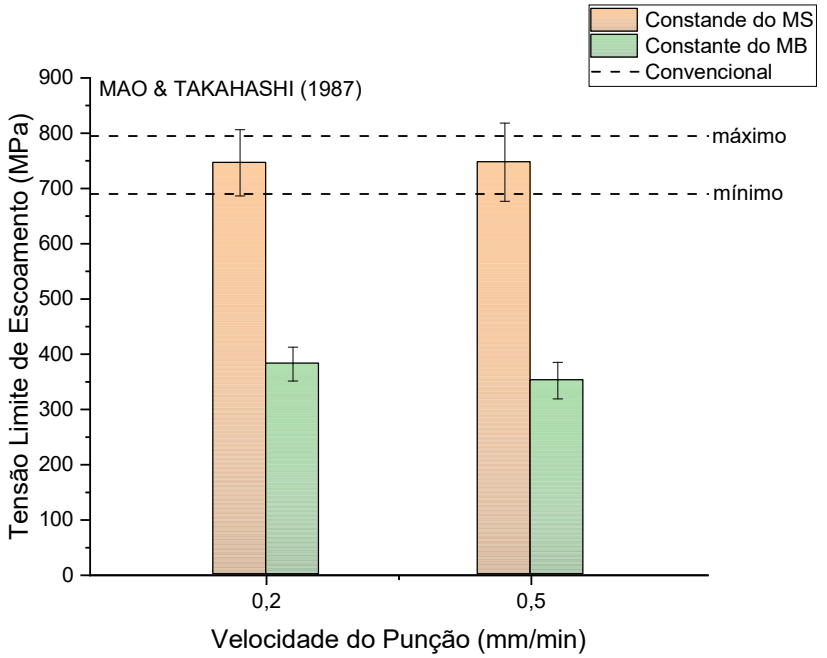
Figura V.3 - Resultado para a tensão limite de escoamento para a zona termicamente afetada por proximidade da junta soldada para (a) Técnica de MAO & TAKAHASHI (1987) e (b) para as normas CEN CWA 15627:2006 e ASTM E320-20.

De acordo com FAN *et al.* (2020) a ZTA apresenta uma capacidade de deformação elástica inferior ao metal de base que pode estar associada ao tamanho de

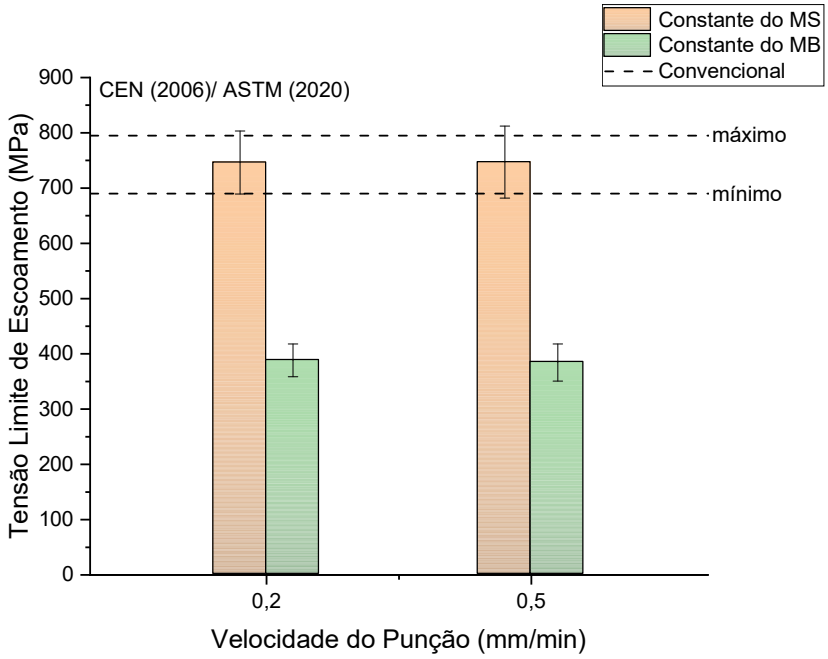
grão ou a existência de outras fases resultando em uma tensão limite de escoamento mais baixa. Isso pode ser claramente observado com os resultados obtidos quando se nota que, para amostras mais próximas ao metal de solda, ou seja, que sofreram mais com a ação das altas temperaturas de soldagem, têm-se valores mais baixos para a tensão limite de escoamento.

Apesar da velocidade de ensaio de 0,2 mm/min apresentar desvios inferiores a velocidade de 0,5 mm/min, a maior velocidade de ensaio parece estar mais alinhada com os resultados esperados para essa região.

Conforme a Tabela IV.9 foi traçado o gráfico de resultados apresentado na Figura V.4 referentes ao metal de solda.



(a)



(b)

Figura V.4 - Resultado para a tensão limite de escoamento para o metal de solda para (a) Técnica de MAO & TAKAHASHI (1987) e (b) para as normas CEN CWA 15627:2006 e ASTM E320-20.

Com base na Figura V.4 nota-se uma diferença significativa nos resultados entre

o uso da constante de ensaio do metal de base e a constante adquirida usando as propriedades mecânicas esperadas disponibilizadas pelo fabricante, sendo essa última aparentemente bem mais adequada para a obtenção da tensão limite de escoamento.

Ao examinar se essa constante específica do metal de solda seria válida foram apontados dois detalhes que corroboram para tal, sendo eles:

- As propriedades mecânicas especificadas pelo fabricante são em relação a ensaios mecânicos convencionais onde os corpos de prova contém a microestrutura do metal de solda resultante de uma soldagem multipasse contendo uma distribuição de regiões colunares e reaquecidas;
- Todas as amostras ensaiadas utilizando o SPT foram retiradas da parte central do cordão de solda onde se pode sugerir que há pouco efeito da diluição com o metal de base. Desta forma, pode-se considerar que o metal de solda ensaiado tem características de composição química muito semelhantes ao metal de adição empregado o que resultou na obtenção de uma constante apropriada.

V.2. Tensão Limite de Resistência

Assim como no item anterior foram gerados gráficos para uma melhor comparação dos resultados obtidos. Na Figura V.5 estão os resultados para a tensão limite de resistência para o metal de base de acordo com a Tabela IV.4.

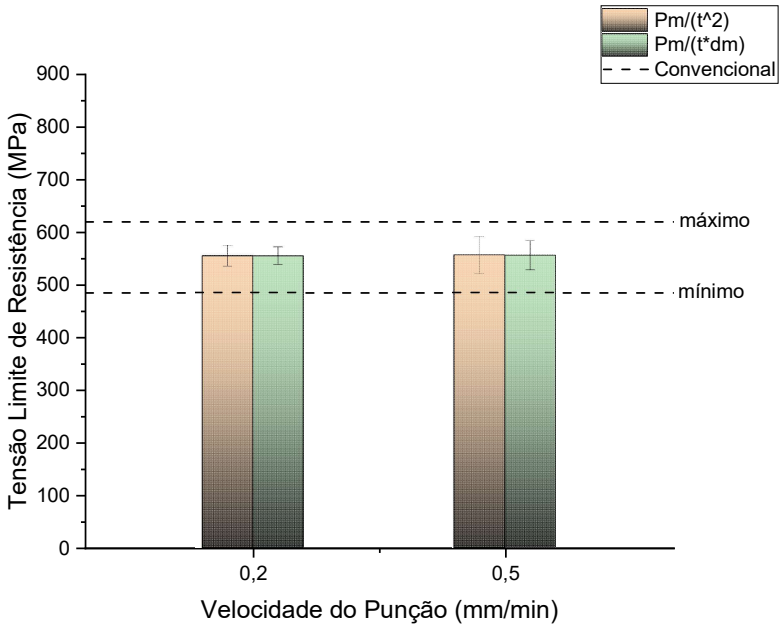


Figura V.5 - Resultados para a tensão limite de resistência para o aço ASTM A-516 Grau 70.

Os resultados apresentados na Figura V.5 encontram-se dentro do esperado quando comparado a resultados obtidos em ensaios de tração convencionais, para as duas equações disponíveis e para as duas velocidades aplicadas durante os ensaios. A única diferença que se pode perceber é que o desvio padrão na velocidade de 0,2 mm/min é inferior do que na velocidade de 0,5 mm/min. Desta forma, a pequena diferença observada no desvio padrão demonstra não ter havido um efeito importante da velocidade de ensaio mais baixa.

Assim como feito com a tensão limite de escoamento as amostras de ZTA foram subdivididas e os resultado foram retratados na Tabela IV.7. Na Figura V.6 está graficamente exposto o resultado geral de todas as amostras da zona termicamente afetada.

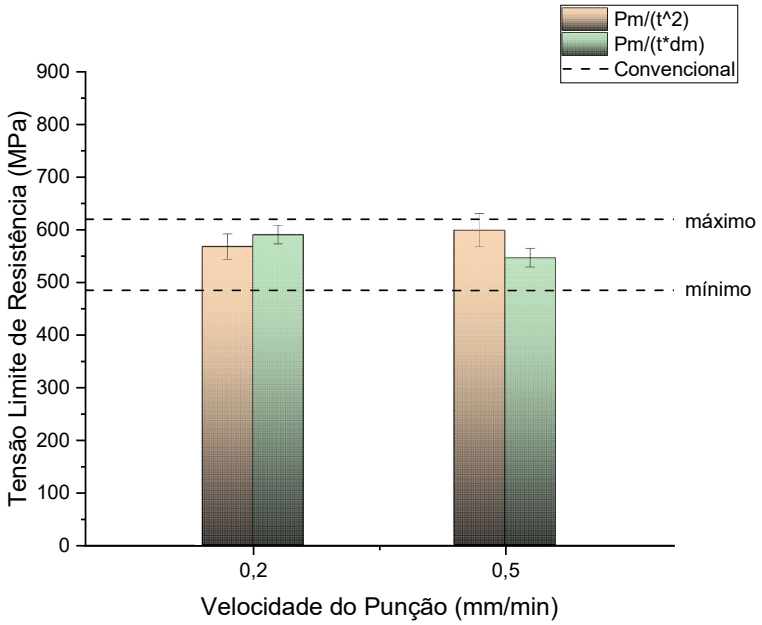
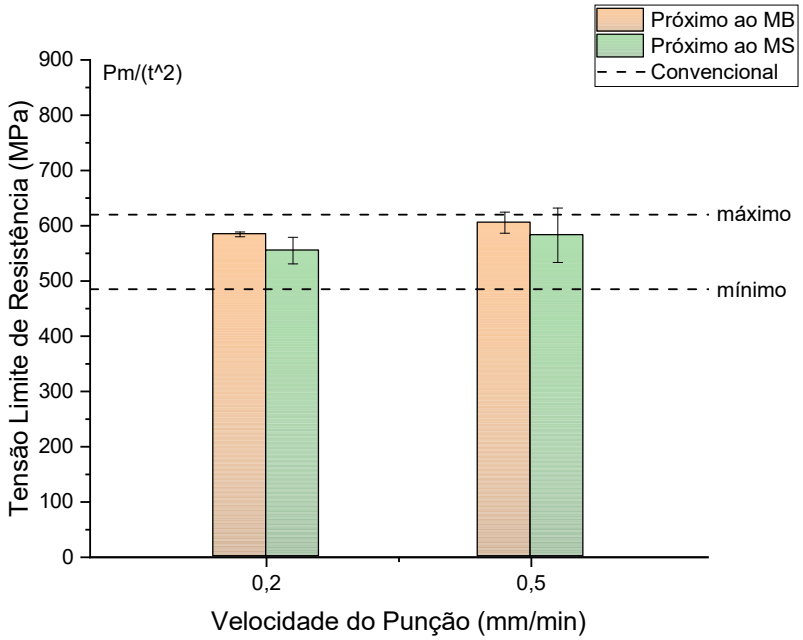


Figura V.6 - Resultado geral para a tensão limite de resistência para a zona termicamente afetada.

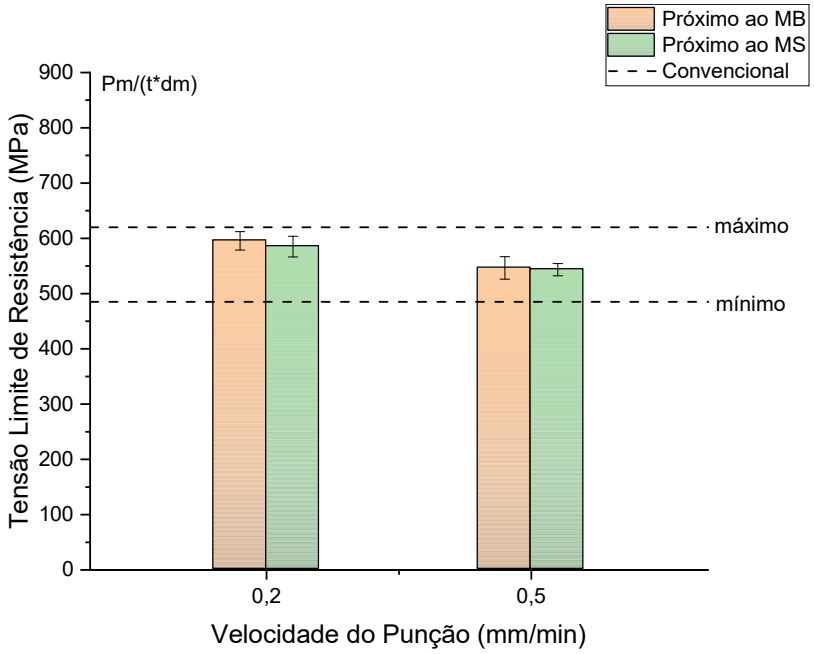
A zona termicamente afetada de acordo com FAN *et al.* (2020) deve apresentar uma tensão limite de resistência superior ao metal de base sendo os resultados condizentes com os de ensaios convencionais de tração. A Equação II.2 parece ser a mais indicada para o cálculo da tensão limite de resistência nessa região, visto que, ocorre um decréscimo com o aumento da velocidade de ensaio ao utilizar a Equação II.3.

Na Figura V.7 estão as divisões feitas para uma melhor observação do comportamento da zona termicamente afetada, onde os CPs estão separados pela

proximidade da junta soldada.



(a)



(b)

Figura V.7 - Resultados para a tensão limite de resistência para a zona termicamente afetada por proximidade da junta soldada (a) referente a Equação II.2 e (b) referente a Equação II.3.

Quando se analisa a Figura V.7 nota-se que a proximidade do cordão de solda

interfere com os valores de tesão limite de resistência aferidos sendo mais elevados quanto mais próximos ao metal de base. Ao se utilizar a Equação II.3 os resultados não condizem com o comportamento esperado para a tensão limite de resistência com o aumento da velocidade de ensaio, ou seja, que os valores de tensão subam com a elevação da velocidade. Esse fato pode ser explicado pelo uso do deslocamento no ponto de carga máxima ao invés do uso do deslocamento no ponto de ruptura. Como pode ser observado na Figura V.8, o $\mathrm{d_m}$ da velocidade de ensaio de 0,5 mm/min é superior ao que se referente ao da velocidade de 0,2 mm/min, todavia o $\mathrm{d_{ruptura}}$ tem o comportamento contrário, que ao se aplicar na Equação II.3 acaba por gerar uma imprecisão nos resultados.

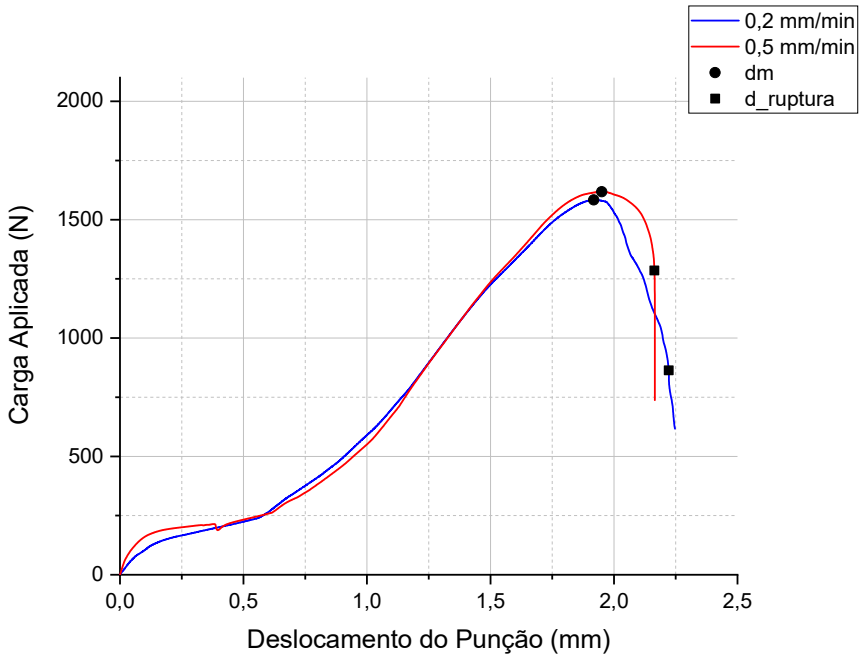
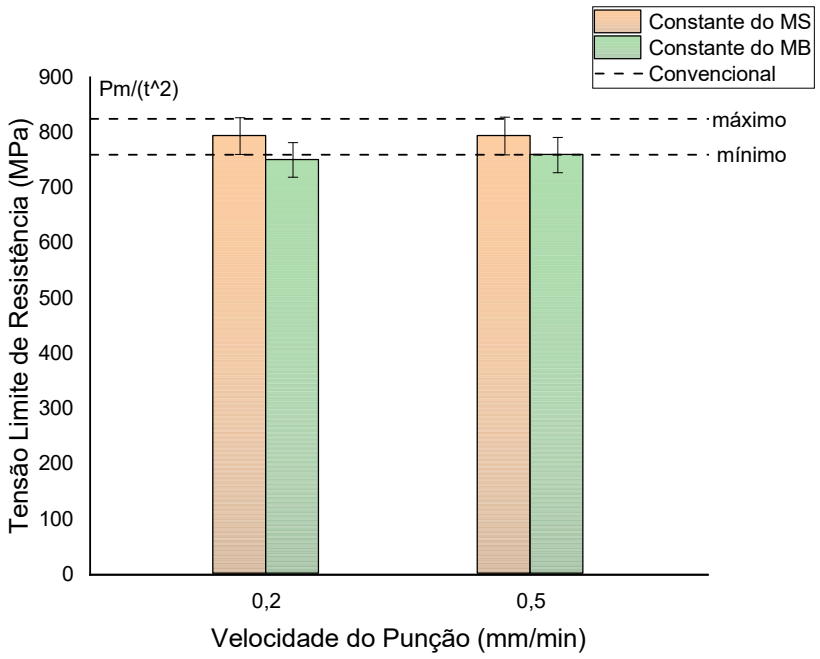
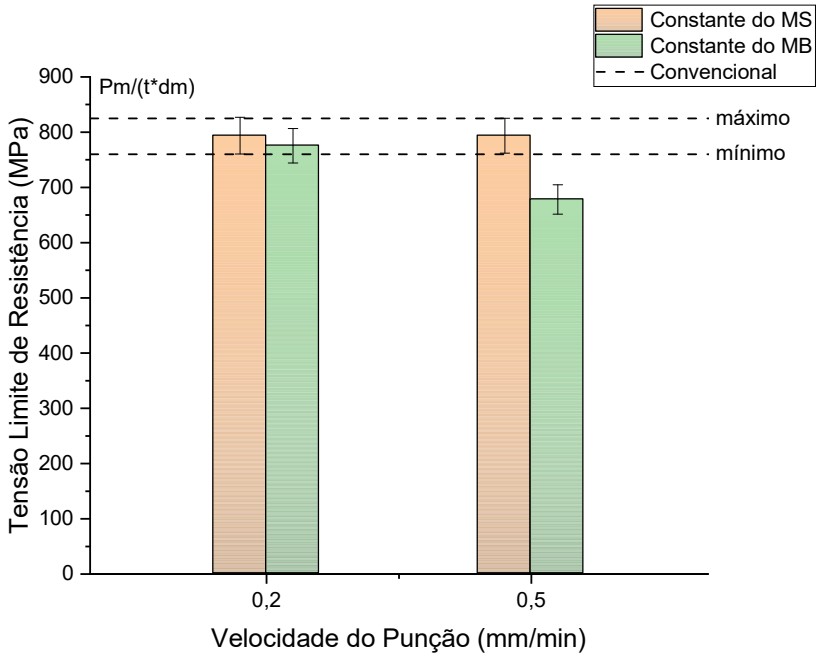


Figura V.8 - Comparação dos valores de $\mathrm{d_m}$ e $\mathrm{d_{ruptura}}$ da zona termicamente afetada para as duas velocidades de ensaios empregadas.

A Figura V.9 apresenta os resultados obtidos para a tensão limite de resistência do metal de solda, como vistos na Tabela IV.10.



(a)



(b)

Figura V.9 - Resultados para a tensão limite de resistência para o metal de solda (a) referente a Equação II.2 e (b) referente a Equação II.3.

Observa-se que utilizando as constantes de ensaio próprias para o metal de adição têm-se uma maior uniformidade no resultados obtidos, inclusive com o desvio padrão dentro dos limites esperados de acordo com a norma AWS A5.28/A5.28M.

Observou-se ainda que, ao se utilizar as constantes do metal de base, os resultados não se apresentaram tão inconsistentes como o ocorrido com a tensão limite de escoamento. Mesmo assim, nota-se uma diferença significativa principalmente quando aplicada a Equação II.3. Assim como visto anteriormente para a ZTA o valor do deslocamento do punção aplicado ao realizar o cálculo da tensão limite de resistência tem influência sobre os resultados, o mesmo comportamento pode ser visto na Figura V.10.

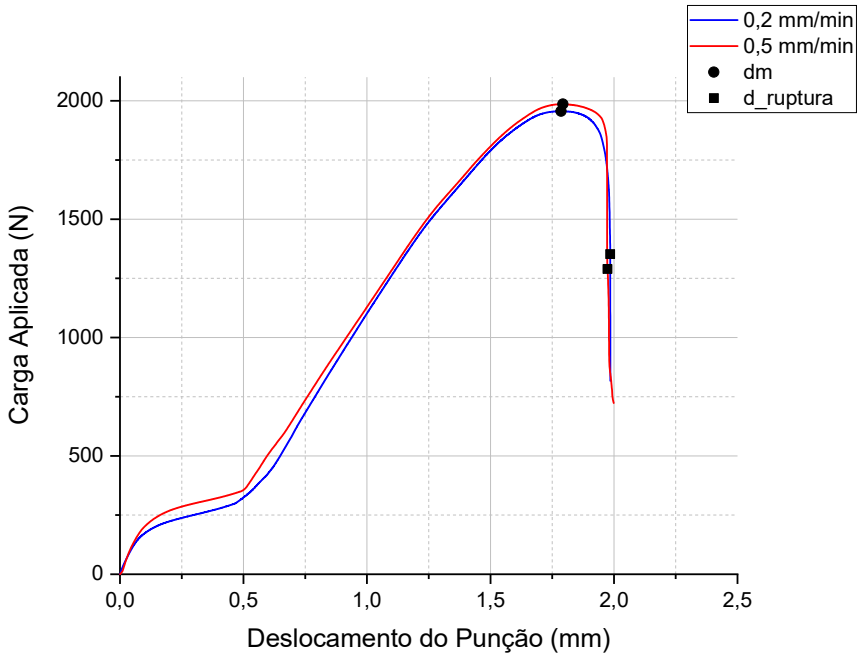


Figura V.10 - Comparação dos valores de d_m e $d_{ruptura}$ do metal de solda para as duas velocidades de ensaios empregadas.

Com o uso das constantes próprias ambas as equações podem ser usadas sem prejuízo nos valores encontrados, todavia ao usar as do metal de base a Equação II.2 demonstra ser mais eficiente.

V.3. Alongamento Percentual

Assim como nos itens anteriores desse capítulo foram gerados gráficos para um melhor exame dos resultados. Na Figura V.11 estão os valores para o alongamento percentual do metal de base, com base na Tabela IV.5.

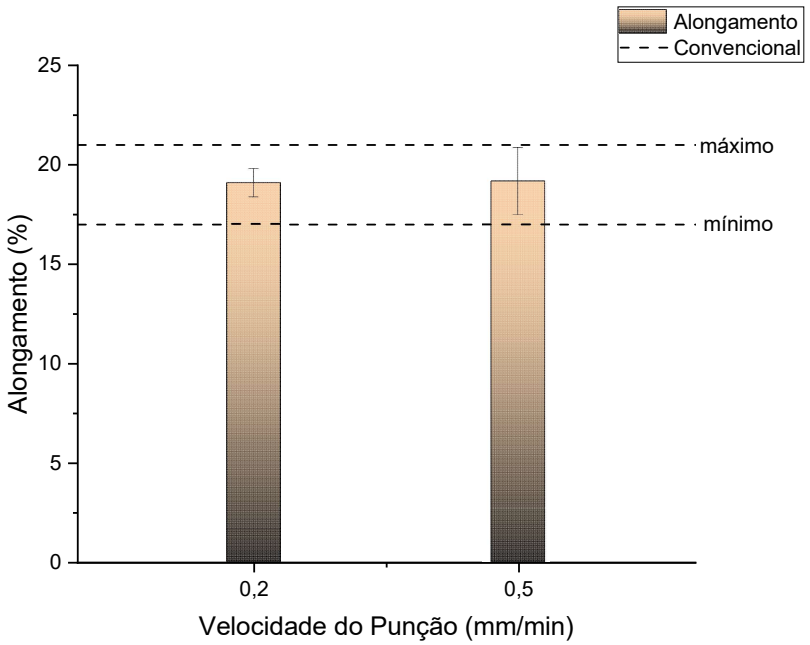


Figura V.11 - Resultados para o alongamento percentual para o aço ASTM A-516 Grau 70.

Os resultados encontrados para o aço ASTM A-516 Grau 70 estão dentro do esperado quanto comparados ao de ensaios de tração convencionais, tendo um desvio padrão inferior, mostrando que a técnica de ensaio *Small Punch* é bastante eficiente na aferição dessa propriedade mecânica. Ademais, a velocidade de ensaio de 0,2 mm/min dentro da amostragem apresentou uma melhor homogeneidade de resultados.

O alongamento percentual encontrado para a região da ZTA se encontra na Figura V.12, como disposto na Tabela IV.8.

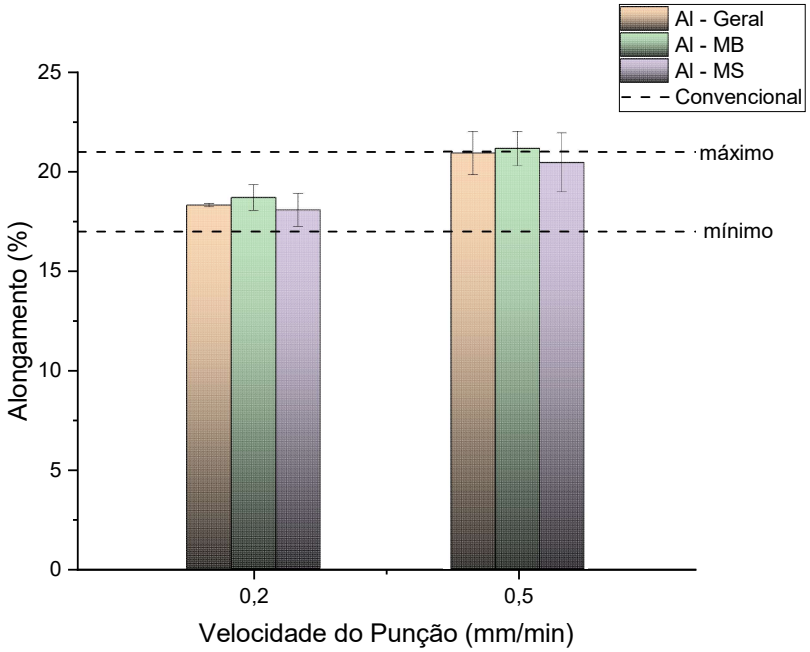


Figura V.12 - Resultados para o alongamento percentual para a zona termicamente afetada.

Para o alongamento percentual a separação das amostras, em relação a proximidade que a própria se encontra do cordão de solda, quase não influencia nos resultados, contudo a velocidade de ensaio empregada aparenta ter certa importância para essa propriedade mecânica específica. O esperado em relação ao aumento da velocidade de deslocamento do punção, de acordo com GARCÍA *et al.* (2016), seria um decréscimo no alongamento percentual, entretanto na ZTA observou-se um comportamento contrário. Esse comportamento pode ser explicado ao se olhar a Figura V.8 que a utilização do d_m não caracteriza o alongamento percentual já que este não é o ponto onde ocorre a ruptura do material, se utilizados os valores de $d_{ruptura}$ o alongamento percentual seria maior em velocidades menores como era o esperado para a propriedade mecânica em questão.

Para o metal de solda os resultados estão colocados na Figura V.13 de acordo com a Tabela IV.11.

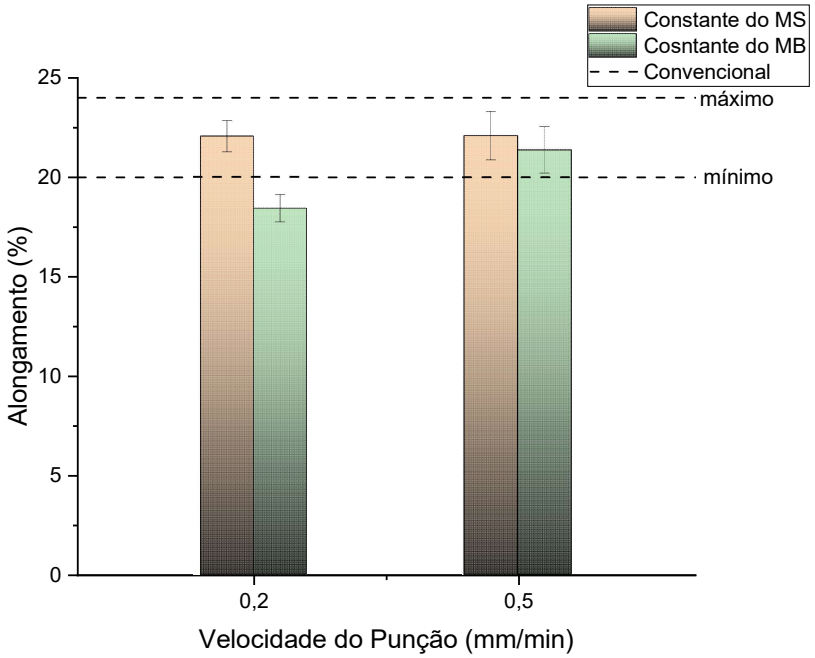


Figura V.13 - Resultados para o alongamento percentual para o metal de solda.

Novamente é possível perceber que a velocidade de ensaio não interfere significativamente nos resultados quando se utiliza as constante de ensaio próprias do material. Por outro lado, quando usada as constantes do metal de base não se tem a mesma homogeneidade de resultados e a velocidade de ensaio de 0,5 mm/min passa a se destacar por apresentar um resultado mais próximo dos ensaios de tração convencionais. Assim como o ocorrido para a zona termicamente afetada, ao utilizar as constantes do metal de base, ocorre um aumento dos valores do alongamento percentual com o aumento da velocidade de ensaio aplicada, o que não seria o comportamento esperado para essa propriedade. Da mesma forma pode-se fazer um paralelo com as Figuras V.8 e V.10, onde a utilização do $\mathrm{d}_{\mathrm{ruptura}}$ se faz necessário para um resultado mais preciso para o alongamento.

V.4. Caracterização Microestrutural

De modo a entender melhor o comportamento da zona termicamente afetada quatro amostras dessa região foram preparadas para observação de sua microestrutura. Na Figura V.14 tem-se o posicionamento das regiões em relação à vista transversal da amostra ensaiada.

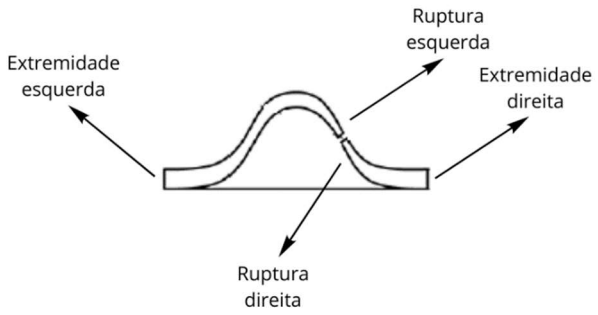
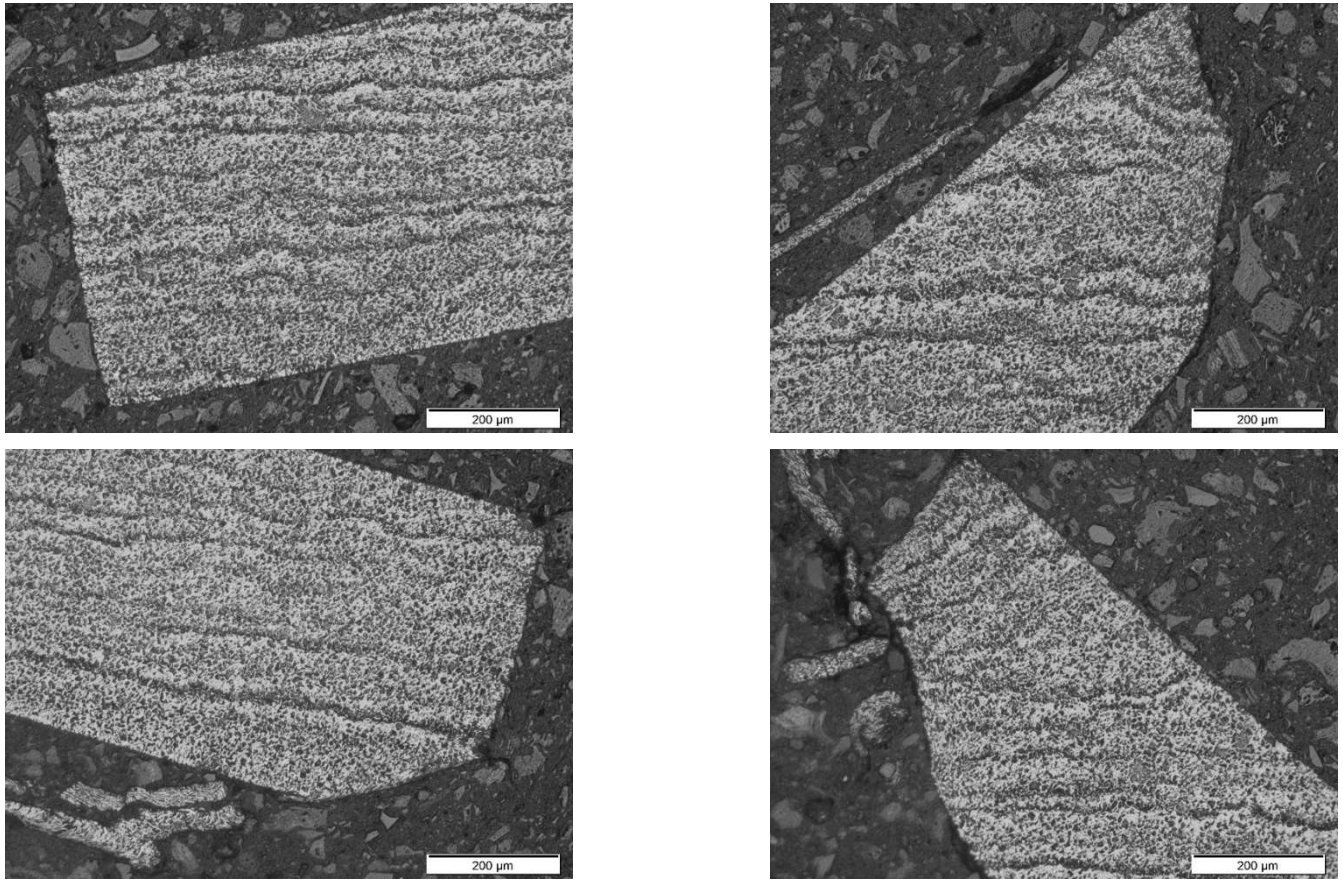


Figura V.14 – Posicionamento das regiões observadas em relação à vista transversal da amostra ensaiada.

Duas das amostras foram retiradas da região mais próxima do metal de solda (amostras 1 e 2) e outras duas contiguas ao metal de base (amostras 3 e 4). Como pode ser observado nas Figuras V.15 a V.18 existe uma grande heterogeneidade na microestrutura das amostras.

Extremidade da Amostra

Região de Ruptura da Amostra



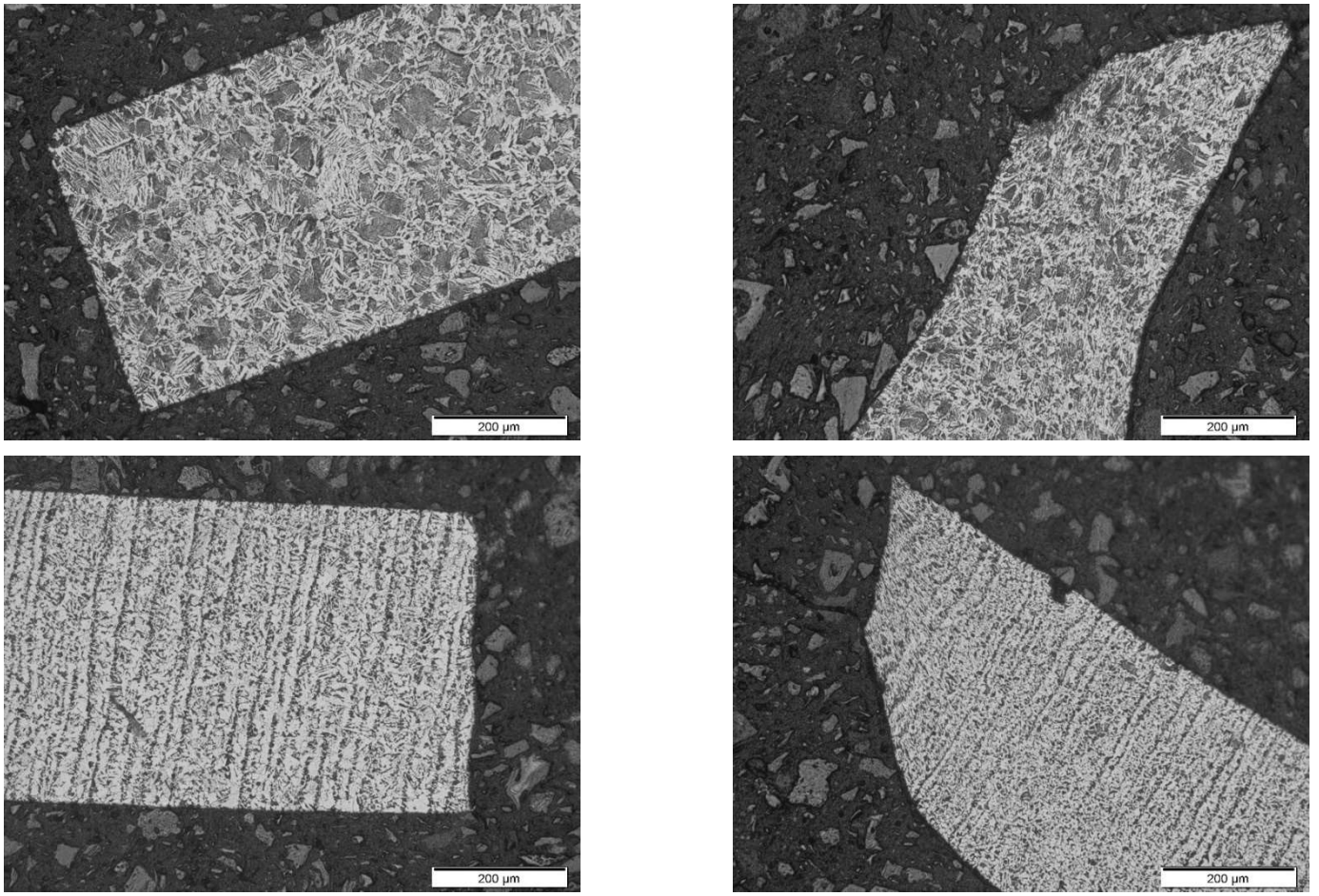
Lado Esquerdo

Lado Direito

Figura V.15 - Micrografia obtida por meio de microscópio óptico da amostra de ZTA (CP1). Aumento: 200x. Ataque: Nital 2%.

Extremidade da Amostra

Região de Ruptura da Amostra



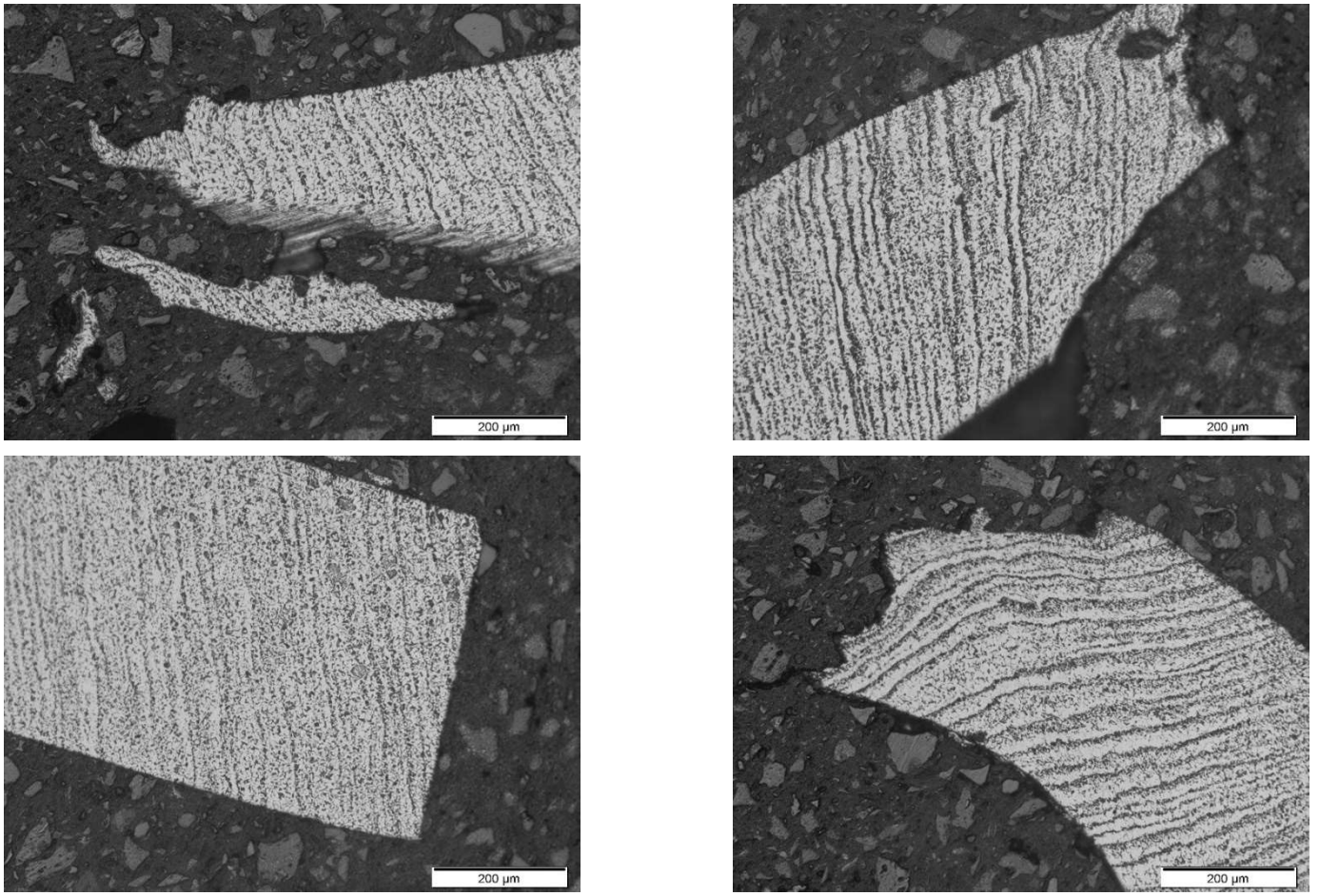
Lado Esquerdo

Lado Direito

Figura V.16 - Micrografia obtida por meio de microscópio óptico da amostra de ZTA (CP2). Aumento: 200x. Ataque: Nital 2%.

Extremidade da Amostra

Região de Ruptura da Amostra



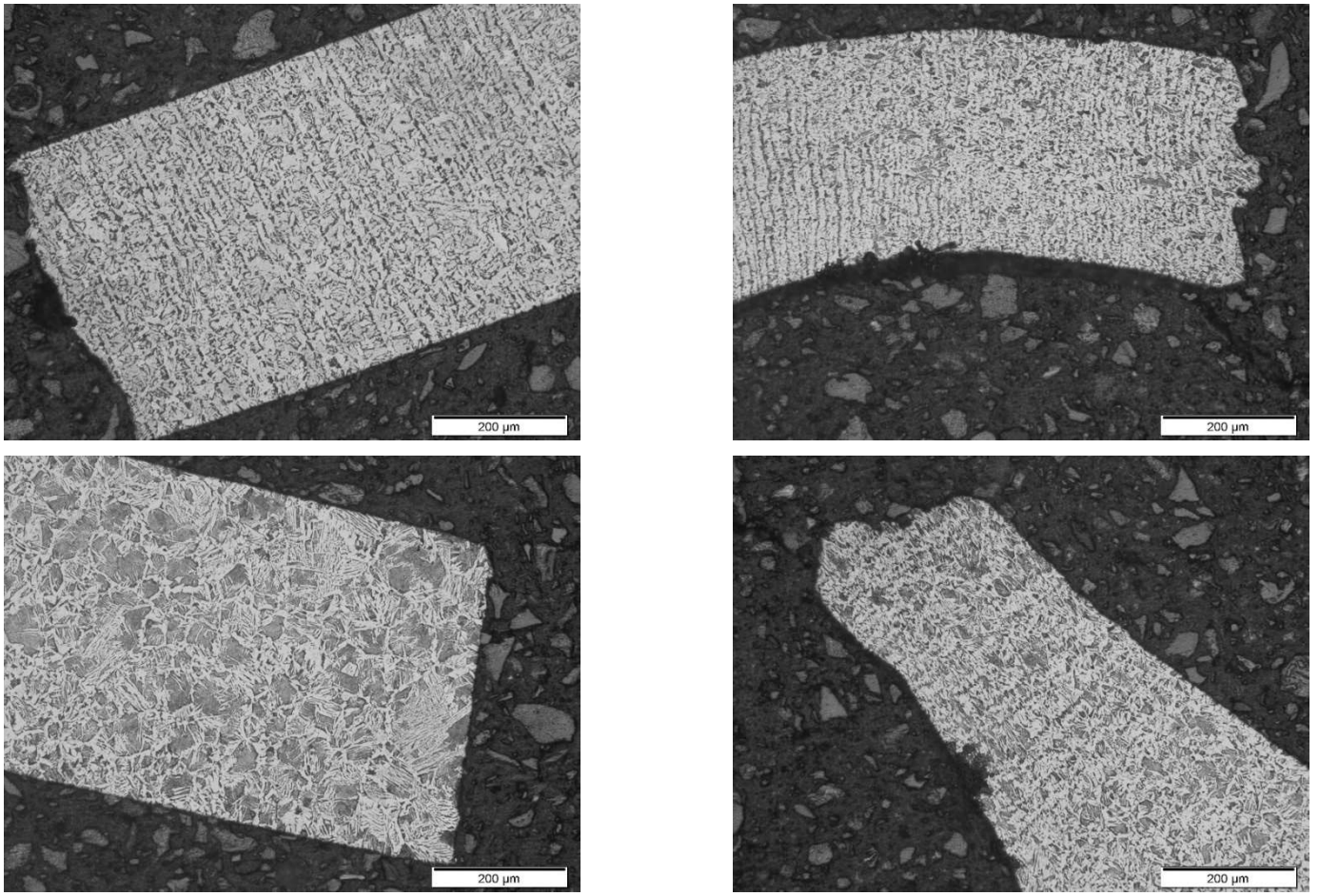
Lado Esquerdo

Lado Direito

Figura V.17 - Micrografia obtida por meio de microscópio óptico da amostra de ZTA (CP3). Aumento: 200x. Ataque: Nital 2%.

Extremidade da Amostra

Região de Ruptura da Amostra



Lado Esquerdo

Lado Direito

Figura V.18 - Micrografia obtida por meio de microscópio óptico da amostra de ZTA (CP4). Aumento: 200x. Ataque: Nital 2%.

Observando as Figuras V.16 e V.18 verifica-se uma grande diferença entre as microestruturas apresentadas em cada um dos lados da ruptura do material, esse fato pode ser devido a posição de retirada das amostras que durante o corte e preparo acabou ficando em uma área de transição microestrutural.

Ao se analisar regiões da ZTA, como por exemplo a extremidade direita da CP2, pode-se perceber uma microestrutura de grãos mais grosseiros, enquanto em outras regiões, como pode ser visto na Figura V.19, exibem uma microestrutura muito similar à do metal de base.

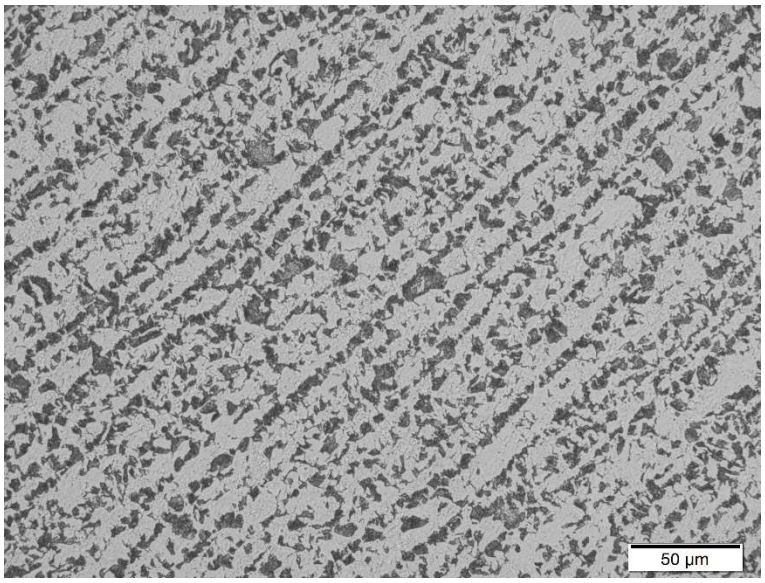


Figura V.19 – Microestrutura da CP3, obtida utilizando-se microscópio óptico. Aumento: 500x. Ataque: Nital 2%.

V.5. Microdureza

Como complementação a metalografia dos corpos de prova da zona termicamente afetada foram realizados ensaios de microdureza, de modo a criar um perfil para melhor estudo da região. Na Figura V.20 se encontram os resultados obtidos.

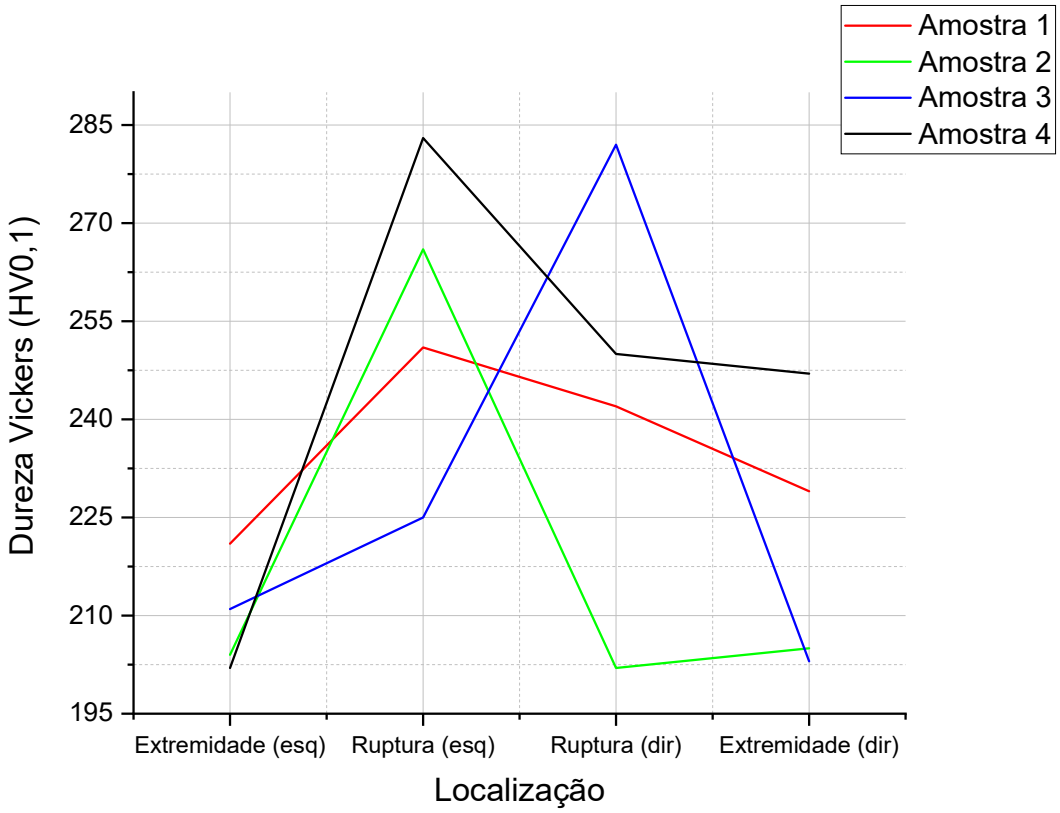


Figura V.20 – Resultados do ensaio de microdureza para amostras da zona termicamente afetada.

Ao comparar os resultados obtidos com os de SILVEIRA (2020) a dureza se apresentou inferior a despeito de o processo de soldagem e os materiais aplicados tenham sido os mesmos, isso pode ser devido a carga utilizada na realização dos ensaios de microdureza. Apesar de, normalmente, ao se diminuir a carga aplicada durante o ensaio de dureza os resultados sejam mais elevados, nesse caso devido à natureza heterogênea do material, a carga superior utilizada por SILVEIRA (2020) abrange uma área maior resultando na inclusão de diversas regiões microestruturais, enquanto com a carga mais baixa pode-se acabar ensaiando uma única região da microestrutura.

CAPÍTULO IV

CONCLUSÕES

A partir da análise dos resultados obtidos para os ensaios *Small Punch* em uma junta soldada pelo processo MCAW-RE pode-se concluir que:

1. Ao se utilizar a velocidade de ensaio de 0,5 mm/min obteve-se resultados mais homogêneos e com menor desvio padrão, sugerindo que essa velocidade pode ser a mais indicada durante a realização dos ensaios *Small Punch*;
2. A tensão limite de escoamento, para todas as regiões da junta soldada, apresenta o resultado com maior desvio padrão entre as propriedades estudadas;
3. A proximidade das amostras de ZTA ao cordão de solda tem influência nos resultados, principalmente ao analisar a tensão limite de escoamento, sendo mais elevadas quanto maior a distância que se encontram deste;
4. Ao calcular a tensão limite de resistência a Equação II.2 apresentou resultados mais homogêneos para a zona termicamente afetada;
5. Para o cálculo das propriedades mecânicas do metal de solda o uso das constantes de ensaio adquiridas através dos dados nominais de propriedades do metal depositado informadas pelo fabricante apresentam resultados mais condizentes com os esperados do material;
6. A heterogeneidade do material, por se tratar de um pequeno corpo de prova, apresenta uma acentuada influência nos resultados obtidos, necessitando de uma maior amostragem para a sua análise, o que torna o estudo de juntas soldadas um pouco mais complexa para essa técnica.
7. É possível obter uma boa correspondência entre os resultados do ensaio Small Punch, com as propriedades mecânicas em tração convencional, a partir da adequada obtenção das constantes de ensaio.

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

1. Melhorar a geometria da matriz de ensaio para que os testes possam ser realizados sem a utilização de lubrificação.
2. Produção de corpos de prova tanto no sentido de laminação quanto no sentido transversal de laminação para análise da influência da orientação nos resultados obtidos.
3. Aumentar a amostragem da zona termicamente afetada de modo a caracterizar, com maior detalhamento, as propriedades mecânicas das diferentes regiões da ZTA.
4. Produzir um novo punção com ponta de esfera cerâmica para minimizar o efeito do atrito e retirar a necessidade de lubrificação.
5. Utilizar os dados de tensão limite de resistência do metal de solda previstos pela literatura para o cálculo das constantes experimentais ao invés das propriedades nominais do metal de adição.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALSTADT, E.; SERRANO, M.; HOUSKA, M.; GARCÍA-JUNCEDA, A.; “Effect of anisotropic microstructure of a 12Cr-ODS steel on the fracture behavior in the small punch test”, Materials Science & Engineering A, v.654, pp.309–316, 2016.

ALTSTADT, E.; BERGNER, F.; HOUSKA, M.; “Use of the small punch test for the estimation of ductile-to-brittle transition temperature shift of irradiated steels”; Nuclear Materials and Energy; v.26, 2021.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS; ASTM E3205-20; “Standard Test Method for Small Punch Testing of Metallic Materials”; 2020.

ARROYO, B.; ÁLVAREZ, J.A.; LACALLE, R.; URIBE, C.; GARCÍA, T.E.; RODRÍGUEZ, C.; “Analysis of key factors of hydrogen environmental assisted cracking evaluation by small punch test on medium and high strength steels”, to appear in Materials Science & Engineering A, Mar. 2017.

ARUNKUMAR, S.; “Overview of Small Punch Test”, Metals and Materials International, 2019.

ARUNKUMAR, S.; PRAKASH, R.V.; “Estimation of tensile properties of pressure vessel steel through automated ball indentation and small punch test.”; The Indian Institute of Metals, v.69, pp. 1245-1256, 2016.

ASTM A240 UNS 32750, “Standard Specification for Chromium and Chromium-Nickel Stainless Steel Plate, Sheet, and Strip for Pressure Vessels and for General Applications”, 2022.

ASTM E384 – 17, “Standard Test Method for Microindentation Hardness of Materials”, 2017.

AWS A5.28/A5.28M, “Specification for Low-Alloy Steel Electrodes and Rods for Gas Shielded Arc Welding”, 2015.

AWS Welding Handbook – 9 Edition, Vol. 2; Welding Processes, American Welding Society, 2015.

BRUCHHAUSEN, M.; HOLMSTRÖM, S.; SIMONOVSKI, I.; AUSTIN, T.; LAPETITE, J.

M.; RIPPLINGER, S.; DE HAAN, R.; “Recent developments in small punch testing: tensile properties and DBTT.”, Theoretical and Applied Fracture Mechanics; v. 86, Part A, pp. 2–10, 2016.

CALLISTER, W.D., RETHWISCH, D.G.; Ciência e Engenharia de Materiais, 9 ed. New York, John Wiley & Sons Inc., 2014.

CEN. Workshop Agreement Small Punch Test Method for Metallic Materials. CWA 15627:2006.

CHEN, H.; HYDE, T.H.; “Use of multi-step loading small punch test to investigate the ductile-to-brittle transition behavior of thermally sprayed CoNiCrAlY coating”, to appear in Materials Science & Engineering A, Oct. 2016.

CHICA, J.C.; DÍEZ, P.M.B.; CALZADA, M.P.; “Development of an improved prediction method for the yield strength of steel alloys in the Small Punch Test”, to appear in Material and Design, Mar. 2018.

CONTRERAS, M. A.; RODRIGUEZ, C.; BELZUNCE, F. J.; BETEGÓN, C; “Use of small punch test to determine the ductile-to brittle transition temperature of structural steels”, Fatigue & Fracture Engineering Materials & Structures, v.31, pp. 727-737, Jun. 2008.

DUAN, B.; WANG, J.C.; LU, Z.H.; ZHANG, G.X.; ZHANG, C.H.; “Parameter Analysis and Optimization of the Rotating Arc NG-GMAW Welding Process”; International Journal of Simulation Modelling; pp. 170-179; 2018.

FAN, Y.; YANG, B. L.; LIU, T. G.; LU, Y. H.; “Effect of inhomogeous microstructure on the deformation and fracture mechanisms of 316LN stainless steel multi-pass weld joint using small punch test”; Journal of Nuclear Materials; v.538, 2020.

FERNÁNDEZ, M.; RODRÍGUEZ, C.; BELZUNCE, F. J.; GARCÍA, T.E.; “Use of small punch test to estimate the mechanical properties of power metallurgy products employed in the automotive industry”, Power Metallurgy, v. 58, n. 3, pp. 171-177, Jul. 2015.

FLEURY, S.; HA, J.S.; “Small punch tests to estimate the mechanical properties of steels for steam power plants”. Int. J. Pres. vol. 75, pp. 699-706, Mar. 1998.

GARCÍA, T.E.; RODRÍGUEZ, C.; BELZUNCE, F.J.; CUESTA, I.I.; “Effect of hydrogen embrittlement on the tensile properties of CrMoV steels by means of the small punch test”, Materials Science & Engineering A, v.664, pp. 165-176, Mar. 2016.

GARCÍA, T.E.; RODRIGUEZ, C.; BELZUNCE, F.J.; SUAREZ, C.; “Estimation of the mechanical properties of metallic materials by means of the small punched test”, Journal of Alloys and Compounds, v. 582, pp. 708-717, Jun. 2014.

GUO, N., WANG, M., GUO, W., YU, J., FENG, J.; “Study on forming mechanism of appearance defect in rotating arc narrow gap horizontal GMAW”, International Journal of Advanced Manufacture Technology, v. 75, pp. 15-20, 2014.

GUO. N; LIN, S. B.; GAO, C.; FAN, C. L.; YANG, C. L.; “Study on Elimination of Interlayer Defects in Horizontal Joints Made by Rotating Arc Narrow Gap Welding”; Science and Technology of Welding and Joining; 14:6, pp. 584-588, 2009.

HONG, S. H.; SEO, M. G.; JANG, C.H.; LEE, K. S.; “Evaluation of the Effects of Thermal Aging of Austenitic Stainless-Steel Welds Using Small Punch Test”; Procedia Engineering; v.130. pp. 1010-1018, 2015.

HUANG, Y. M.; “Finite element analysis of axisymmetric sheet stretching process “, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v.33, pp. 1114–1121, 2007.

HYDE, T. H., SUN, W.; BRETT, S. J.; “Application of Impression Creep Test Data for the Assessment of Service Exposed Power Plant Components,” In: Determination of Mechanical Properties of Materials by Small Punch and Other Miniature Testing Techniques, v. 1, pp. 138-145, Ostrava, Aug. 2010.

ITAWA, S.; MURAYAMA, M.; KOJIMA, Y.; “Application of Narrow Gap Welding Process with High-Speed Rotating Arc to Box Column Joints of Heavy Thick Plates”; JFE Technical Report; Dez. 2009.

JIANPING. J.; “Study On Weld Shaping And Mechanical Properties For Three Movement Types Of Arc Welding Robot Torch”, Applied Mechanics and Materials, v. 127, 2012.

LACALLE, R.; GARCIA, J.; ÁLVARES, A. A.; “Obtención mediante el ensayo small punch de las propriedades de tracción de materiales metálicos”; Anales de Mecánica de la Fractura; vol. 2, pp. 501-506, Santander, Mar. 2009.

LANCASTER, R. J.; JEFFS, S.P.; “Small Punch Creep”, INTECH Open Science, pp. 151–172, London. 2018.

LI, K.; PENG, J.; ZHOU, C.; “Construction of whole stress-strain curve by small punch

test and inverse finite element”; Results Physics; v.11, pp. 440–448, 2018.

LINGA RAJU, D.; NARASA RAJU, G.; “Effect of using a Rotating Electrode in Gas Metal Arc Welding on Weld Bead Characteristics of Aluminum Alloy 6061-T6 Weldments”; Proceedings of the World Congress on Engineering 2016 Vol II WCE, 2016.

LOYOLA, V. S.: “Análise das propriedades mecânicas de materiais metálicos através de ensaios mecânicos em miniatura”, Rio de Janeiro, Jun. 2017.

LUCON, E.; BENZING, J. T.; DERIMOW, N.; HRABE N.; “Small Punch Testing to Estimate the Tensile and Fracture Properties of Additively Manufactured Ti-6Al-4V”, Journal of Materials Engineering and Performance; v.30, pp. 5039–5049, 2021.

MANAHAN, M. P., ARGON, A. S., HARLING, O. K. “Determining mechanical behavior of solid materials using miniature specimens” United States Patent; 1986.

MANAHAN, M. P.; ARGON, A. S.; HARLING, O. K.; "The development of a miniaturized disk bend test for the determination of post-irradiation mechanical properties", Journal of Nuclear Materials, v. 104, pp. 1545-1550, Dec. 1981.

MAO, X. & TAKAHASHI, H. “Development of a further-miniaturized specimen of 3 mm diameter for TEM disk (ϕ 0,3 mm) Small Punch Test”, In: Journal of Nuclear Materials, vol.150, pp. 42-52,1987.

MIN, D.; XIN-HUA T.; FENF-GUI L.; SHUN, Y.; “Welding of quenched and tempered steels with high-spin arc narrow gap MAG system”; Springer-Verlag London Limited; 2010.

MURAYAMA, M.; OAZAMOTO, D.; OOE K.; “Narrow Gap Gas Metal Arc (GMA) Welding Technologies”; JFE Technical Report, v. 20, Mar. 2015.

NORRISH, J.; “Recent gas metal arc welding (GMAW) process developments: the implications related to international fabrication standards”; Weld World, 2017.

PRAKASH, V.; ARUNKUMAR, S.; “Influence of Friction on the Response of Small Punch Test”, The Indian Institute of Metals – IIM, v. 69, pp. 617-622 Dec. 2015.

PRASAD, V.; BABU, M.; AJAY, P.; “A Review on Rotating Arc Welding Process”; Materials Today: Proceedings 5, 2018.

RASCHE, S.; KUNA, M.; “Improved small punch testing and parameter identification of

ductile to brittle materials"; International Journal of Pressure Vessels Piping; v.125, pp.23–34, 2015.

RODRIGUEZ, C.; GACÍA CABEZAS, J.; CÁRDENAS, E.; BELZUNCE, F. J.; BETEGÓN, C.; "Mechanical properties characterization of heat-affected zone using the small punch test", Welding Journal, v. 88, pp. 188-192, Sep. 2009.

ROEN, R.A.; "Consumable Arc Welding Torch", US Patent 4,401,878, 1983.

SERRANO, M.; GARCÍA-JUNCEDA, A.; HERNÁNDEZ, R.; MAYORAL, M. H.; "On anisotropy of ferritic ODS alloys", Materials Science Technology, v.30, pp. 1664-1668, 2014.

SILVA FILHO, W. A.; COSTA, J. F. M.; SILVEIRA, G. M.; ALMEIDA, F. A. C.; LOBATO, M. M.; CHUVAS, T. C.; MENDES, M. C.; SOUZA, L. F. G.; JORGE, J. C. F.; "Mechanical Properties Of High Strength Steel Weld Metals Obtained By Gmaw Process With Rotating Electrode", Rio Pipeline Conference and Exhibition, 2019.

SILVA, M.C., "Determinação experimental da tenacidade à fratura da zona termicamente afetada de junta soldada de aço API 5L X80", Tese de Doutorado, Departamento de Engenharia Naval e Oceânica, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2009.

SILVEIRA, G. M. S.; "Efeito dos parâmetros de processo nas características de cordões de solda depositados pelo processo MCAW com eletrodo rotativo (MCAW-RE)", Rio de Janeiro, Jun. 2020.

SILVEIRA, G. M. S.; "Estudo Comparativo de Juntas Soldadas, obtidas pelos Processos GMAW Convencional e GMAW com Arame Rotativo (GMAW-R)", Rio de Janeiro, Nov. 2018.

SILVEIRA, G. M. S.; SILVA FILHO, W. A.; COSTA, J. F. M.; MENDES, M. C.; SOUZA, L. F. G.; JORGE, J. C. F.; "Influence of rotation frequency and rotation diameter on mechanical properties and microstructure of weld metal produced by MCAW-RE", The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v.110, pp. 1789–1803, 2020.

WANG, J.Y.; REN, Y.S.; YANG, F.; GUO, H.B.; "Novel Rotation Arc System for Narrow Gap MAG Welding"; Science and Technology of Welding and Joining, 2007.