

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais

PPGE3M

IMPACTO ESTRUTURAL EM MEMBROS SOLDADOS DE AÇO

Luís Gustavo Caldas de Andrade

Engenheiro Mecânico

Porto Alegre
2018

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais
PPGE3M

IMPACTO ESTRUTURAL EM MEMBROS SOLDADOS DE AÇO

Luís Gustavo Caldas de Andrade

Engenheiro Mecânico

Trabalho realizado na Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M, como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia.

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Porto Alegre
2018

IMPACTO ESTRUTURAL EM MEMBROS SOLDADOS DE AÇO

DISSERTAÇÃO

Dissertação apresentada ao programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas,
Metalúrgica e Materiais - PPGE3M, como parte dos requisitos para obtenção do Título de:

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

por
Luís Gustavo Caldas de Andrade
Engenheiro Mecânico

2018

Esta dissertação foi julgada adequada para obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração de Processos de Fabricação, e aprovada em sua forma final, pelo Orientador e pela Banca Examinadora do Programa de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr. Ivan Guerra Machado (DEMEC/PPGE3M - UFRGS)

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Arnaldo Ruben Gonzalez (DEMEC / PROMEC – UFRGS)

Prof. Dr. Alberto Moreira Guerreiro Brito (ESCOLA DE ENGENHARIA – UFRGS)

Prof. Dr. Richard Thomas Lermen (Engenharia Mecânica - IMED)

Prof. Dr. Carlos Pérez Bergmann
Coordenador do PPGE3M

Dedico este trabalho a Maria Antonieta, por todos os momentos de compreensão.

AGRADECIMENTOS

Este trabalho jamais seria concluído sem a ajuda das seguintes pessoas, as quais presto minha sincera homenagem:

Ao Prof. Dr. Ivan Guerra Machado pela orientação, confiança depositada e pelo aprendizado transmitido.

Aos colegas do Laboratório de Soldagem & Técnicas Conexas da Escola de Engenharia da UFRGS: Técnico (Luiz Henrique Machado Zanniratti); Professores (Dr. Arnaldo Ruben Gonzalez; Dra. Cintia Cristiane Petry Mazzaferro e Dr. José Antônio Esmerio Mazzaferro); Doutorandos (Anderson Dal Molin; Paulo César Adamczuk, Gustavo Simões Teixeira e William Hackenhaar); Mestres (Everton Luís Polinski e Diego Aires de Freitas); Mestrando (William Todendi Dutra) e e aos Graduandos (Lucas Carrafini, Gabriel Pedro Lazzaron; Michele Cipolatto da Rosa; Juliano Walter da Silva; Renan Pereira Alessio e Bianca Vieira Stragliotto) pelas sugestões valiosas e pelas ajudas na superação de cada obstáculo existente.

À UFRGS, aos laboratórios (LAMEF, LdTM e LAFUN) pelo empréstimo dos seus equipamentos e infraestrutura.

À CAPES pelo suporte financeiro.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	V
LISTA DE TABELAS	VII
LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS	VIII
RESUMO	IX
ABSTRACT	10
1 INTRODUÇÃO	11
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	13
2.1 CRITÉRIOS DE FALHA E ESCOAMENTO	13
2.2 IMPACTO ESTRUTURAL	15
2.3 EFEITO DA ESPESSURA	17
2.4 INFLUÊNCIA DA TAXA DE DEFORMAÇÃO NAS PROP. MECÂNICAS	20
2.5 LIMITE DE RESISTÊNCIA (OU RESISTÊNCIA ÚLTIMA) EM VIGAS	22
2.6 DETERMINAÇÃO DOS ESFORÇOS DOMINANTES	24
2.7 IMPACTO DE UMA MASSA EM UMA VIGA BI-ENGASTADA	26
2.8 RESISTÊNCIA DAS SOLDAS A TOPO	28
2.9 ENTALHE E CONCENTRADOR DE TENSÃO	29
2.10 RESISTÊNCIA DAS SOLDAS DE FILETE	31
3. MATERIAIS E MÉTODOS	33
3.1 METAL BASE	33
3.2 PROCEDIMENTO DE SOLDAGEM	34
3.3 CONFECÇÃO DOS CORPOS DE PROVA	36
3.3.1 CP's SOLDADOS A TOPO	36
3.3.2 CP's SOLDADOS EM ÂNGULO	38
3.4 DESENVOLVIMENTO DO DISPOSITIVO	40

3.5 MEDIÇÃO DA DEFLEXÃO NAS VIGAS	46
3.6 VERIFICAÇÃO DO PERFIL DE DUREZA	46
4. APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	48
4.1 JUNTAS SOLDADAS A TOPO	48
4.2 JUNTAS SOLDADAS DE FILETE	53
4.2.1 PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS E COMPRIMENTO MÍNIMO	54
4.2.2. DEFLEXÃO DAS VIGAS	55
4.2.3. DUREZA NO MS	57
4.2.4 DUREZA NA ALMA DA VIGA	59
5. CONCLUSÕES	63
SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	65
6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	66

LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Envelope de dano para materiais frágeis.....	13
Figura 2: Interação entre os critérios de escoamento de Tresca (T) e Huber-Mises (HM) .	14
Figura 3: Curvas de tensão x deformação caracterizando materiais dúcteis e frágeis	16
Figura 4: Ilustração Esquemática do efeito da temperatura sobre o modo de fratura	17
Figura 5: Erosão das propriedades nativas do aço.....	17
Figura 6: Esquema do efeito da espessura na tenacidade à fratura	18
Figura 7: Estado de tensões representadas em um cubo infinitesimal	19
Figura 8: Efeito da espessura em ensaios DWTT e Charpy	20
Figura 9: Efeito da Taxa de Deformação nas Propriedade Mecânicas.....	21
Figura 10: Diagrama de distribuição de tensões em perfil “T” e “I”	25
Figura 11: Impacto em uma viga bi-engastada.....	26
Figura 12: Campo de velocidade transversal durante primeira fase do movimento	27
Figura 13: Perfil de velocidades durante a segunda fase do movimento.....	27
Figura 14: Tipos de Junta onde pode-se ter penetração completa.....	28
Figura 15: Junta a topo, solda em Chanfro, penetração completa.....	28
Figura 16: Concentrador de tensão em função do raio e profundidade do entalhe	30
Figura 17: Alteração no nível de tensões em função do entalhe	30
Figura 18: Terminologia de uma solda de filete.....	31
Figura 19: Principais tensões atuando no plano em junta soldada de filete	32
Figura 20: Geometria da Junta e Croqui da Junta Soldada.....	34
Figura 21: Desenhos esquemáticos das juntas soldadas de filete.....	35
Figura 22: CP típico soldado a topo	37
Figura 23: Macrofotografia da junta soldada com ER70S-6 e ER120S-G.....	38
Figura 24: CP's tipo viga “I”	39
Figura 25: Representação da Junta em "T" - filete contínuo.....	39
Figura 26: Macrofotografias	40
Figura 27: CP's soldados a topo e ensaio de vigas.....	41
Figura 28: Montagem das polias e conjunto montado.....	41
Figura 29: Mecanismo de soltura rápida	42
Figura 30: Talha utilizada para içamento do bloco	42
Figura 31: Processo de medição de velocidade	43

Figura 32: Acelerômetro e montagem no martelo.....	44
Figura 33: Sistema de aquisição utilizado	44
Figura 34: Gráficos de aceleração, velocidade e deslocamento em função do tempo	45
Figura 35: Medição da deflexão das vigas após ensaio.....	46
Figura 36: Esquemática para medição da garganta	47
Figura 37: Representação esquemática das regiões de verificação de dureza.....	47
Figura 38: CP não-fraturado	48
Figura 39: Aparência da fratura dos CP's soldados à topo	49
Figura 40: Percentual de fratura frágil para as condições testadas.....	50
Figura 41: Dureza no MS para os CP's soldados à topo.....	51
Figura 42: CP's não fraturados completamente	51
Figura 43: Aparência e fractografia de um CP soldado.....	52
Figura 44: Vigas “curtas” ensaiadas	53
Figura 45: Vigas "longas" ensaiadas	53
Figura 46: Deflexão medida nas vigas	55
Figura 47: Ensaio de LP nos cordões de solda	56
Figura 48: Deflexão nas vigas "longas"	57
Figura 49: Dureza no MS para o consumível ER70S-6: (a) Perfil "T", (b) Perfil "I"	57
Figura 50: Dureza no MS para consumível ER120S-G: (a) Perfil "T", (b) Perfil "I"	58
Figura 51: Dureza no MS - Vigas Longas	59
Figura 52: Dureza na Alma da Viga - Vigas Longas	59
Figura 53: Perfil de Durezas nos perfis "I": (a) viga curta ; (b) viga longa.....	60
Figura 54: Dureza na alma, vigas curtas, consumível ER70S-6	61
Figura 55: Dureza na alma, vigas curtas, consumível ER120S-G.....	61
Figura 56: Flambagem localizada da alma do perfil "T"	62

LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Espectro da taxa de deformação	20
Tabela 2: Coeficientes da equação de Cowper-Symonds.....	22
Tabela 3: Confeção dos CP's	33
Tabela 4: Composição química em % do aço ASTM A-36	34
Tabela 5: Propriedades mecânicas do aço ASTM A-36.....	34
Tabela 6: Propriedades mecânicas do metal de adição (valores mínimos)	36
Tabela 7: Parâmetros utilizados para a realização dos cordões de solda.....	36
Tabela 8: Parâmetros Adotados no TTAT.....	37
Tabela 9: Propriedades mecânicas em função do TTAT.....	38
Tabela 10: Cálculo da área da solda para filete contínuo e intermitente.....	39
Tabela 11: velocidades medidas do martelo de queda	43
Tabela 12: Dados obtidos com o acelerômetro	45
Tabela 13: Propriedades geométricas da seção	54
Tabela 15: Razão I/c^2 para os perfis ensaiados.....	62

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

CP= Corpo de Prova.

DWTT=*Drop Weight Tear Test*.

E= Energia de soldagem nominal (kJ/mm).

F_c=Resistência à compressão.

F_t=Resistência à tração.

F_y=tensão de escoamento.

HV= Dureza (HV 2,0).

K_{IC}= Tenacidade à fratura ($MPa \cdot m^{1/2}$)

M= Momento fletor.

MB= Metal base.

M_p= Momento Plástico.

TTAT= Tratamento térmico de alívio de tensões.

TTI= Temperatura de Transição de Impacto.

V= Esforço cortante.

v= Velocidade de soldagem (mm/s).

Z=Módulo Plástico da seção.

ε=Deformação.

ε̇=Taxa de Deformação.

σ= Tensão normal.

σ₁, σ₂ e σ₃=tensões principais

τ= Tensão de cisalhamento.

RESUMO

A combinação entre excelentes propriedades mecânicas, facilidade de transformação, capacidade de deformação e oferta, faz do aço uma fonte de matéria prima ímpar à indústria de estruturas metálicas. Esta pesquisa estudou o comportamento de membros estruturais de aço soldados, submetidos a impacto de baixa velocidade. Os corpos de prova foram soldados à topo e ângulo, com metal base ASTM A-36 e metal de adição ER70S-6 e ER120S-G. Nos corpos de prova soldados à topo, avaliou-se a influência da adoção de consumível de baixa e alta resistência, além da influência do tratamento térmico de alívio de tensões sob as propriedades mecânicas da junta soldada. Nos perfis estruturais “I” e “T”, as variáveis utilizadas foram: o comprimento da viga, o consumível utilizado, o uso de filete de solda contínuo ou intermitente e a geometria do perfil. Para a realização dos ensaios, desenvolveu-se um martelo de queda com massa de 267 Kg e velocidade de impacto aos corpos de prova a 6,7 m/s. Nos corpos de prova soldados à topo avaliou-se o percentual de fratura frágil e dureza no metal de solda, enquanto que, nos perfis “I” e “T” analisou-se a deflexão sofrida pela viga após o impacto, a dureza no metal de solda e a dureza na alma da viga. Ao término deste estudo, pôde-se observar que os espécimes soldados à topo apresentaram redução do percentual de fratura frágil somente para as temperaturas de tratamento térmico a 650 °C enquanto que, na temperatura de 500 °C observou-se aumento do percentual de fratura frágil e dureza no metal de solda. Nos perfis estruturais, quando da adoção de consumível de alta resistência, não houve influência na deflexão das vigas. Ao se comparar a deflexão dos perfis “I” vs perfis “T”, a deflexão dos perfis “I” em nenhum dos casos excedeu 1/3 da deflexão dos perfis “T”, demonstrando desempenho superior, mesmo ao se levar em conta o aumento de massa e conseqüente aumento de momento de inércia.

Palavras-chave: Soldagem, Estruturas Metálicas, Impacto Estrutural

ABSTRACT

The conjunction of pristine mechanical properties, easiness in transformation, strain capability and offer, make steel a valuable raw material to the mechanical structures industry. This research studied the behavior of welded structural members, subjected to low-velocity impact. The test coupons were butt- and fillet welded (“T” and “I” profiles), and the base metal used was the ASTM A-36, and the filler metal adopted was ER70S-6 and ER120S-G. On the butt welded specimens, it was evaluated the influence of using a matching and over-matching filler metal, and the influence of postweld heat treatment on the welded joint’s mechanical properties. On the structural profiles (T- and I-beams) the variables used were: the beam length, filler metal used, continuous or intermittent fillet weld and the profile geometry (T or I). To perform the tests, a guided-fall hammer was built with a mass of 267 kg, hitting the specimens at 6,7 m/s. For the butt-welded specimens, the results were evaluated by brittle fracture percentage and weld metal hardness. The “T” and “I” profiles were evaluated through deflection measurement, weld metal and web hardness. By the end of this study, it was observed that, for the but welded joints, only the heat treatment at 650 °C were effective, reducing the percentage of brittle fracture and hardness, while the 500 °C treatment increased the brittle fracture percentage and weld metal hardness. On the structural profiles, when adopting overmatching filler metal, there was no influence on beam deflection. When comparing I- and T-profiles deflections, the deflections of the first never exceed one third of the latter on, showing far superior performance, even when taking into account mass and consequently moment of inertia increase.

Key-words: Welding, Metallic Structures, Structural Impact

1 INTRODUÇÃO

A maioria das estruturas metálicas é construída com aços estruturais (ASTM classe A-36, por exemplo) que possuem excelente soldabilidade e ductilidade. Estas duas características tornam seu uso extremamente atrativo em construções mecânicas.

Falhas em estruturas metálicas não devem ocorrer de maneira súbita, entretanto juntas soldadas de aço estrutural, sob certas condições de projeto, podem apresentar comportamento frágil (Machado, 2013). Assim, é importante salientar, que uma vez realizada a soldagem de um membro estrutural, a resistência passa a ser determinada pelas características da junta soldada e não do metal base originalmente empregado.

A indústria de estruturas metálicas vivencia um momento de crescimento a partir da tendência de utilização dos perfis de aço estrutural, o que garante as obras arrojados padrões arquitetônicos não possibilitados durante o uso de concreto armado.

Avaliar a forma construtiva de um perfil soldado utilizando consumíveis de diferentes resistências mecânicas, alterando também a geometria do perfil (além do natural aumento de momento de inércia), e observar como todas estas variáveis se comportarão sob carregamento dinâmico torna-se de grande relevância às indústrias.

O objetivo deste trabalho foi submeter os corpos de prova a impacto estrutural de baixa velocidade e avaliar a influência de cada variável, em uma junta soldada, quando submetido a este carregamento dinâmico.

Para isto, avaliou-se o comportamento de juntas soldadas à topo através do percentual de fratura frágil, dureza no metal de solda (MS) e a influência do tratamento térmico para alívio de tensões sobre este comportamento.

Igualmente, foi avaliado o desempenho de perfis estruturais, com soldas em ângulo durante sua fabricação, onde o comprimento da viga, metal de adição empregado, geometria do perfil (“T” ou “I”) e deposição contínua ou intermitente do cordão de solda foram variados de modo a avaliar a influência de cada um destes parâmetros.

No caso dos perfis estruturais, após o ensaio de impacto, foram avaliados o comportamento da deflexão da viga fabricada, a dureza no MS e a dureza na alma da viga, afim de possibilitar prever o comportamento destes perfis em operação.

Após a realização dos ensaios, constatou-se que a temperatura de 500 °C ocasiona uma fragilização da junta soldada, tendo efeitos deletérios em suas propriedades mecânicas, efeito não constatado no tratamento térmico à 650 °C. Com relação ao consumível adotado, não houve influência ao se adotar um consumível de maior resistência na construção dos perfis estruturais, não refletindo em menor deflexão. No quesito geometria do perfil, constatou-se um desempenho superior do perfil “I”, onde apesar do maior momento de inércia, obteve sempre deflexões na ordem de um terço daquelas dos perfis “T”, não sendo observada flambagem da alma ou junto aos suportes.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 CRITÉRIOS DE FALHA E ESCOAMENTO

Para materiais frágeis, existe a teoria de Coulomb-Mohr (BCM) que fornece uma abordagem conservadora (nenhuma tensão é maior que a tensão de escoamento). Para este critério (BCM) há um envelope de dano, que pode ser visto na Figura 1, onde F_c representa resistência à compressão e F_t resistência à tração. Para qualquer combinação das tensões principais 1 e 2, não há dano desde que o ponto resultante esteja contido dentro do envelope (Szuladzinski, 2010).

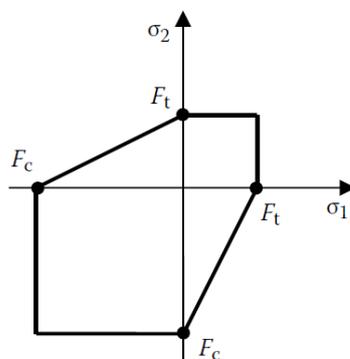


Figura 1: Envelope de dano para materiais frágeis. Fonte: Szuladzinski, 2010.

Esta teoria se aplica para materiais como concreto, rochas e outros. Para estes materiais, dano significa fratura. Para materiais dúcteis, a tensão de escoamento (F_y) é a principal propriedade do material. Normalmente as equações de limite de escoamento se estendem à fratura ou falha (Chen, 1988). A teoria de tensão máxima de cisalhamento de Tresca, é provavelmente a mais popular. Ela afirma que ocorre o escoamento quando a tensão máxima de cisalhamento (τ_m) atinge um valor crítico. Do círculo de Mohr, deduz-se que para uma tensão (positiva, no sentido de tração) σ , o cisalhamento máximo é $\sigma/2$ (ocorrendo a 45° em relação à esta força). Consequentemente, obtém-se, para uma tensão de escoamento F_y :

$$\tau = \tau_m = F_y/2 \quad (1)$$

Se o estado de tensões é tridimensional (3D), então ocorrem três tensões principais: σ_1 , σ_2 e σ_3 (que não são σ_x , σ_y e σ_z , respectivamente) e de acordo com Tresca o material permanece no regime elástico se nenhuma das diferenças das tensões principais exceder F_y . Assim:

$$|\sigma_1 - \sigma_2| < F_y ; \quad |\sigma_2 - \sigma_3| < F_y \quad e \quad |\sigma_3 - \sigma_1| < F_y \quad (2)$$

Para um estado bidimensional de tensões, $\sigma_3 = 0$, assim a equação (2) reduz-se a:

$$|\sigma_1 - \sigma_2| < F_y ; \quad |\sigma_2| < F_y \quad e \quad |\sigma_1| < F_y \quad (3)$$

Uma teoria mais recente, chamada de energia de distorção ou Huber-Mises (HM), mostra que o estado de tensões pode ser resolvido em um componente hidrostático (volumétrico) e um componente cisalhante (“distorcional”). O escoamento somente pode ocorrer em função deste último, o que leva à seguinte condição:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \leq 2 F_y^2 \quad (4)$$

Para um estado bidimensional de tensões, onde $\sigma_3 = 0$, obtém-se:

$$\sigma_1^2 - \sigma_1\sigma_2 + \sigma_2^2 \leq F_y^2 \quad (5)$$

Quando a inequação acima é substituída pelo sinal de igualdade, obtém-se a condição para que ocorra escoamento (em um estado plano de tensão). Pode-se observar esta condição, que é uma elipse, na Figura 2. É interessante observar os pontos P e Q na Figura 2, onde uma das tensões principais pode exceder a tensão de escoamento F_y , desde que o outro componente tenha valor alto o suficiente e ambos com sinal positivo. As coordenadas do ponto P são $\sigma_1 \approx 1,16 F_y$ e $\sigma_2 \approx 0,58 F_y$ e para o ponto Q são $\sigma_1 \approx 0,58 F_y$ e $\sigma_2 \approx 1,16 F_y$

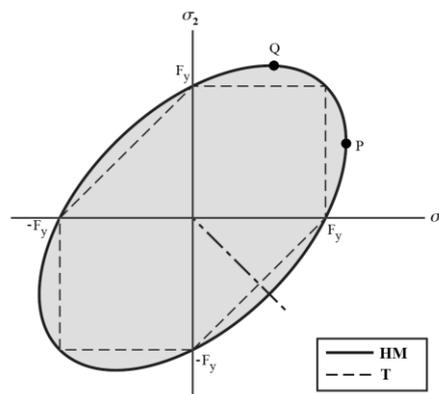


Figura 2: Interação entre os critérios de escoamento de Tresca (T) e Huber-Mises (HM).
Fonte: Adaptado de Budynas, 2011

A melhor maneira de analisar ambas teorias é usar o conceito de tensão equivalente como medida das 6 componentes sendo aplicadas. O critério de início de escoamento plástico estabelece os valores das tensões em cada processo de conformação que tenham o mesmo potencial de escoamento plástico, ou seja, a tensão equivalente ou efetiva para a deformação plástica. A tensão efetiva ou equivalente incorpora o efeito das componentes da tensão que

causa o cisalhamento. Este conceito é conveniente uma vez que dois estados diferentes de tensão e de deformação podem ser comparados por meio do valor efetivo. A condição para que não ocorra escoamento é satisfeita quando:

$$\sigma_{eq} = |\sigma_1 - \sigma_2| \leq F_y \quad (\text{Tresca}) \quad (6)$$

A outra condição (HM), em termos das tensões principais, apresenta-se como:

$$\sigma_{eq} = \left\{ \frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \right\}^{1/2} \leq F_y \quad (7)$$

Caso todas as 6 componentes de tensão estejam presentes, encontra-se a tensão equivalente através de:

$$(\sigma_{eq})^2 = \frac{1}{2} [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2] + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \quad (8)$$

A resistência ao escoamento em cisalhamento puro pode ser encontrada igualando-se $\sigma_1 = \tau$ e $\sigma_2 = -\tau$, ao substituir-se na eq.7 obtém-se:

$$\tau_y = \frac{1}{\sqrt{3}} F_y \approx 0,58 F_y \quad (9)$$

2.2 IMPACTO ESTRUTURAL

Impacto estrutural está relacionado com o comportamento das estruturas e componentes submetidos a carregamentos dinâmicos, de impacto e explosivos, os quais produzem deformações inelásticas e é de interesse para cálculos de segurança, avaliações de riscos e sistemas de absorção de energia na indústria.

Frequentemente, os materiais para aplicações estruturais precisam oferecer não apenas altos limites de escoamento e de resistência, mas também boa tenacidade. A tenacidade de um material é a sua capacidade para absorver energia na região plástica. Uma maneira de avaliar a tenacidade de um material é através da área total sob a curva tensão versus deformação obtida em um ensaio de tração. Esta área é uma indicação da quantidade de trabalho por unidade de volume que pode ser realizado no material sem causar a sua fratura (Callister, 2009).

A tenacidade está relacionada tanto com a resistência quanto com a ductilidade do material. A tenacidade à fratura pode ser definida de uma maneira mais precisa como sendo a habilidade do material em resistir à propagação instável de uma trinca, quando submetido a um carregamento estático. Um parâmetro muito utilizado para quantificar a tenacidade à fratura é

o fator intensificador de tensão crítica (K_{IC}). Para carregamentos estáticos, ela pode ser obtida através do ensaio de tração, como a área sob curva tensão x deformação. Materiais dúcteis são normalmente mais tenazes que materiais frágeis – Figura 3, onde o ponto B representa o limite de resistência de uma material frágil e C a deformação correspondente, respectivamente B' e C' são os valores para um material dúctil. (Callister, 2009)

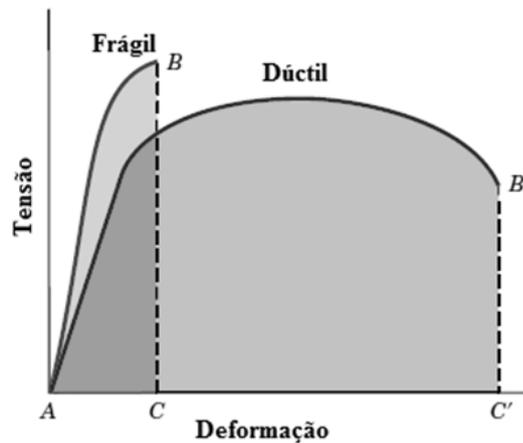


Figura 3: Curvas de tensão x deformação caracterizando materiais dúcteis e frágeis. Fonte: Callister, 2009

O método clássico da resistência dos materiais, de obter tensão de escoamento baseado em um ensaio de um corpo de prova sob tensão uniaxial deve ser avaliado com cuidado quando empregado no projeto. Isto se deve ao simples fato de que na aplicação real não se consegue reproduzir as mesmas condições do ensaio, e fatores como baixas temperaturas, altas taxas de carregamento, estado triaxial de tensões (como ocorre em um entalhe) alteram drasticamente resultados previamente encontrados. (Matthews, 1970). Tal fato é corroborado por (Machado, 2012 e 2013), conforme Figuras 4 e 5. Assim, a velocidade do impacto é um dos fatores que contribui para o deslocamento da TTI para valores maiores, podendo um material dúctil se comportar de maneira frágil.

Assim, um dos erros mais comuns é julgar a ductilidade de uma estrutura de acordo com a ductilidade do material. Deve-se atentar ao fato que o resultado obtido em um ensaio de tração nunca representa o resultado real de uma estrutura.

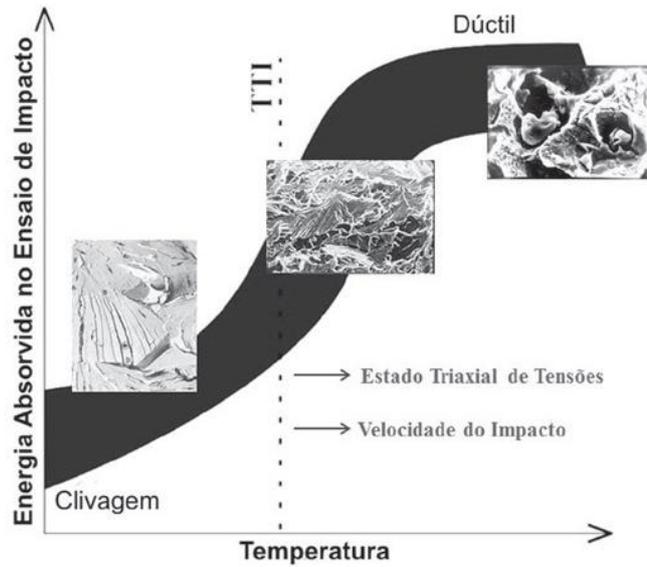


Figura 4: Ilustração Esquemática do efeito da temperatura sobre o modo de fratura, além do estado triaxial de tensões e velocidade do impacto sobre a temperatura de transição ao impacto (TTI). Fonte: Machado, 2012

Espessura do material, triaxialidade de tensões e restrição excessiva de um membro podem fazer com que este tenha propriedades mecânicas inferiores às obtidas em laboratório, ocorrendo assim uma “erosão” das propriedades do material, conforme mostrado na Figura 5.

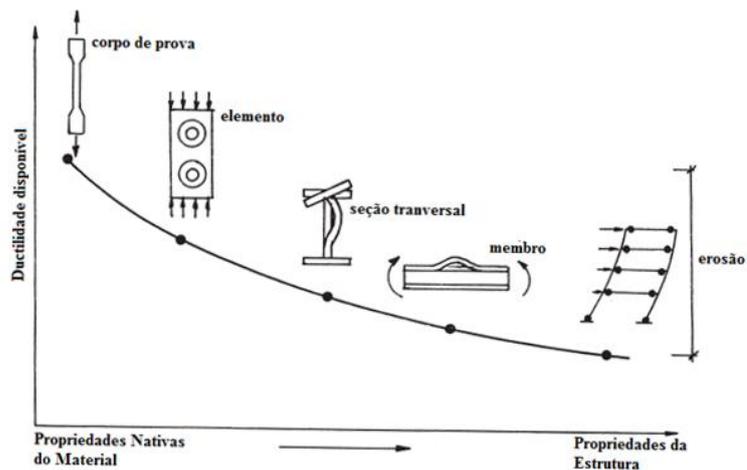


Figura 5: Erosão das propriedades nativas do aço. Fonte: Gioncu, 2000 (apud Machado, 2013)

2.3 EFEITO DA ESPESSURA

A mudança dimensional (espessura) influenciará diretamente no desempenho de um corpo de prova de ensaio Charpy. Como um corpo de prova (CP) para este ensaio tem espessura

máxima 10 mm, ele pode não representar o mesmo comportamento de um membro em uma estrutura com espessura superior, que possui maior grau de constrangimento no sentido da espessura. Assim, ao analisar-se o percentual de fratura dúctil (% *shear lip*), o percentual será considerado alto quando comparado à espessura de um CP padrão, mas com certeza será inferior ao utilizar maiores espessuras, como consequência o valor obtido pelo ensaio Charpy será superestimado (Matthews, 1970). Para amostras com pequena espessura, K_C varia com a modificação da espessura. No entanto se a amostra for espessa, K_C se torna independente da espessura e para estas condições, uma nova propriedade é utilizada, K_{IC} . Este efeito é demonstrado na Figura 6.

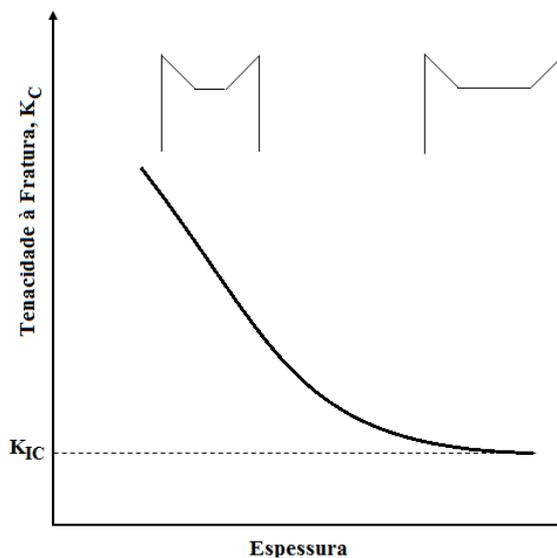
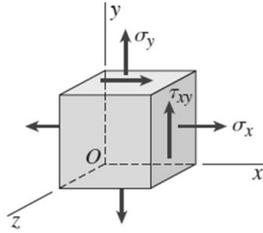


Figura 6: Esquema do efeito da espessura na tenacidade à fratura. Fonte: Matthews, 1970

O comportamento do gráfico mostrado na Figura 6 pode ser explicado pela tensão σ_z que atua na direção da espessura de um corpo (Figura 7), sendo nula na superfície, por que não pode haver tensão normal a uma superfície livre, mas pode atingir um valor elevado no centro do corpo. No caso de uma chapa fina, σ_z não pode crescer apreciavelmente e uma condição de tensão plana irá atuar. (Strohaecker, 2000).

Assim, tem-se duas condições:

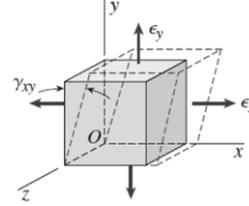
Estado Plano de Tensão
(Pequenas Espessuras)



$$\sigma_x, \sigma_y \neq 0$$

$$\sigma_z = 0, \text{ em tensão plana}$$

Estado Plano de Deformação
(Grandes Espessuras)



$$(\epsilon_z = 0)$$

$$\sigma_z = \nu (\sigma_x + \sigma_y)$$

Figura 7: Estado de tensões representadas em um cubo infinitesimal. Fonte: Gere, 2008

Estas duas condições então podem ser interpretadas como se comporta o material próximo à superfície na parte mais interna, no sentido da espessura.

Uma consequência destas duas condições é a maneira como o material apresenta deformação, pois o plano de máxima tensão de cisalhamento varia. Esta diferença acarreta fratura em planos de 45° com o eixo de tração quando em estado tensão plana e normal ao eixo de tração quando em estado de deformação plana. (Parker, 1983)

À medida que o carregamento aumenta sobre a placa, cada um dos elementos romperá sob um nível particular de sollicitação mecânica, por cisalhamento (deslizamento de um plano atômico sobre outro), ou por clivagem (separação direta de planos atômicos). Analisando-se o critério de escoamento indica que um estado de tensões hidrostático ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$) não pode produzir uma fratura dúctil. Desta forma enquanto o elemento do centro tende a apresentar uma fratura frágil a região lateral do corpo virá a fraturar por cisalhamento, sendo este um dos requisitos para que ocorra fratura dúctil (Machado, 2012).

Conforme a norma ASTM E399, a eq. 10 deve ser satisfeita para ocorrer estado plano de deformação.

$$t \geq 2,5 \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{YS}} \right)^2 \quad (10)$$

Assim, a espessura do corpo de prova (t), é inversamente proporcional ao quadrado do limite de escoamento do aço (σ_{YS}). Desta forma, ao se combinar grandes espessuras e metais de alta resistência mecânica, pode-se criar uma situação de fratura frágil e catastrófica (Machado, 2012; Dieter, 1981).

Conforme provado por (Eiber, 1970), ao aumentar a espessura do corpo de prova, maior a temperatura de transição de impacto (TTI). Assim, conseguiu-se estabelecer bons parâmetros entre o ensaio DWTT (*Drop Weight Tear Test*) e a espessura real a ser utilizada, o mesmo devendo ser realizado (aplicar um fator de correção) para prever a TTI com o ensaio Charpy quando a espessura em escala real for diferente de 10 mm. (ver Figura 8)

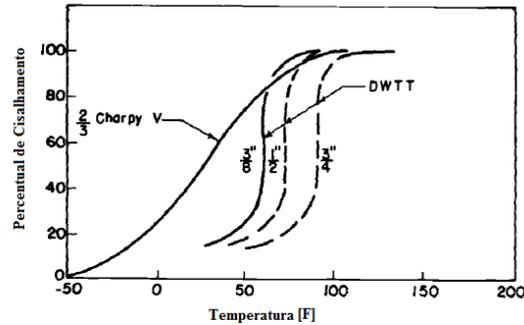


Figura 8: Efeito da espessura da chapa no percentual de cisalhamento em ensaios DWTT e Charpy. Fonte: Eiber et al, 1970

2.4 INFLUÊNCIA DA TAXA DE DEFORMAÇÃO NAS PROPRIEDADES MECÂNICAS

A velocidade de deformação que é aplicada num corpo de prova pode ter uma influência importante na tensão de escoamento. A taxa de deformação é definida como $\dot{\epsilon} = d\epsilon/dt$, e é convencionalmente expressa em unidades de "por segundo", visto que deformação é adimensional. (Dieter, 1982). Em Machado (2012), encontra-se referência como $10^{-3} s^{-1}$ sendo uma taxa lenta, $10^1 s^{-1}$ já se podendo considerar uma taxa dinâmica, para aços carbonos. Na Tabela 1 são mostrados intervalos das taxas de deformação e respectivas condições que podem ocorrer.

Tabela 1: Espectro da taxa de deformação. Fonte: Dieter, 1982

Intervalo das Taxas de Deformação	Condições ou Tipo de Teste
10^{-8} à $10^{-5} s^{-1}$	Testes de fluência com carga ou tensão constante
10^{-5} à $10^{-1} s^{-1}$	Testes de tração estática com máquinas hidráulicas ou de transmissão mecânica
10^{-1} à $10^2 s^{-1}$	Testes dinâmicos de tração ou compressão
10^2 à $10^4 s^{-1}$	Testes de alta velocidade usando barras de impacto
10^4 à $10^8 s^{-1}$	Hipervelocidade de impacto usando canhões de gás ou projéteis explosivos (propagação de ondas de choque)

A Figura 9 mostra que o aumento da taxa de deformação aumenta a resistência à tração e tensão de escoamento. Grandes deformações implicam na tensão de escoamento atingindo valores próximos ao limite de resistência, às custas de menor alongamento.

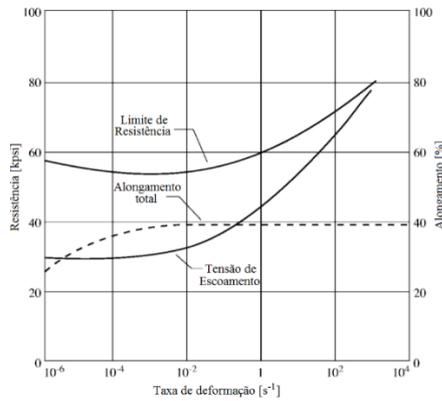


Figura 9: Efeito da taxa de deformação nas propriedades mecânicas (aço estrutural)
 Fonte: Blodgett, 1999 (apud Manjoine, 1944)

A relação geral entre a tensão de escoamento (σ) e a taxa de deformação ($\dot{\epsilon}$), à temperatura (T) e deformação constantes e C é uma constante determinada experimentalmente, é dada pela eq. 11 (Hollomon, 1944 apud Dieter 1981), onde m é conhecido como coeficiente de sensibilidade à taxa de deformação.

$$\sigma = C(\dot{\epsilon})^m |_{\epsilon, T} \quad (11)$$

Este expoente m pode ser obtido da inclinação do gráfico de $\log \sigma$ versus $\log \dot{\epsilon}$. A sensibilidade à taxa de deformação dos metais é baixa ($< 0,1$) à temperatura ambiente, mas m aumenta com a temperatura, especialmente para temperaturas acima da metade do ponto absoluto de fusão. A sensibilidade à taxa de deformação é um bom indicador das mudanças do comportamento da deformação e as medidas de m fornecem um elo de ligação entre os conceitos de discordâncias na deformação plástica e as medidas microscópicas feitas num teste de tração. (Johnston e Stein, 1963)

As teorias descritas anteriormente são baseadas em taxas de carregamento muito lentas, tendendo a um comportamento estático. Quando um corpo de prova, com uma extremidade fixa e a outra livre, é tracionado e o deslocamento ocorrido é chamado de u , pode-se dizer que a deformação é definida como $\epsilon = u/L$, onde L é comprimento inicial do corpo de prova. A taxa de deformação, pode então ser deduzida como:

$$\frac{d\epsilon}{dt} = \frac{1}{L} \frac{du}{dt} \therefore \dot{\epsilon} = \frac{\dot{u}}{L} = \frac{v}{L} \quad (12)$$

onde v é a velocidade final dividida pelo comprimento. A equação de Cowper-Symonds é uma das mais populares que relaciona o efeito da taxa de deformação com tensão de escoamento:

$$\sigma_{0n} = \left[1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{D} \right)^{1/q} \right] \sigma_{01} \quad (13)$$

onde σ_{01} é o valor do limite de resistência em condição quase-estática e σ_{0n} é obtida quando o material é submetido a uma taxa de deformação $\dot{\epsilon}$. Os coeficientes q e D são dependentes do material, e alguns exemplos são mostrados na Tabela 2.

Tabela 2: Coeficientes da equação de Cowper-Symonds. Fonte: Szuladzinski, 2010
Coeficientes para taxa de deformação para os principais materiais

Material	D (1/ms)	q
Aço Carbono	0,0404	5
Liga de Alumínio	6,5	4
Aço Inoxidável 304	0,1	10
Aço de Alta Resistência	3,2	5

2.5 LIMITE DE RESISTÊNCIA (OU RESISTÊNCIA ÚLTIMA) EM VIGAS

Aços estruturais são excelentes exemplos de materiais elasto-plásticos pois possuem o ponto de escoamento muito bem definido e sofrem grandes deformações durante o escoamento. Eventualmente estes aços começam a sofrer encruamento, e então a hipótese de plasticidade perfeita deixa de ser válida. Entretanto, o trabalho a frio aumenta a resistência do aço, assim a hipótese de plasticidade perfeita aumenta a margem de segurança (Gere, 2008).

Quando uma viga é tensionada além do limite elástico, seções transversais permanecem planas, mas as tensões deixam de ser proporcionais às deformações, e assim não mais proporcionais à distância da linha neutra- isto é, inicia-se o escoamento, e mesmo com o aumento da deformação, a tensão não ultrapassa o valor da tensão de escoamento. Se o material possui curvas tensão-deformação similares quando em tração ou compressão, a distribuição de tensões acima e abaixo da linha neutra serão similares e caso a seção seja simétrica no eixo horizontal à linha neutra passará pelo centróide.

A resistência de uma viga de dimensões comuns (ou seja, com coeficiente de esbeltez tal que não ocorra flambagem local enquanto as tensões na seção estejam dentro do regime

elástico) é determinada pelo máximo momento fletor que esta pode suportar. Para materiais dúcteis e aços estruturais, que efetivamente não rompem de maneira frágil, o módulo de ruptura é dado pela tensão calculada na fibra mais externa do material no momento fletor máximo (Young e Budynas, 2002).

Vigas fabricadas em materiais dúcteis (aço estrutural ou alumínio) normalmente não fraturam sob carregamento estático, mas sim falham através de deflexão excessiva. Para estas vigas, caso possuam espessura suficiente para evitar flambagem local (basicamente, para que a flambagem não represente um estado limite, deve-se respeitar a relação $h/t_w < 3,76 \sqrt{E/F_y}$ - sendo este provisionamento da AISC, 2005) o momento fletor máximo é aquele que corresponde ao escoamento da seção. Este momento máximo, também chamado de momento plástico, é geralmente indicado por “ M_p ” e pode ser calculado pela equação (14) – Gere, 2008:

$$M_p = \sigma_y \cdot Z \quad (14)$$

Onde σ_y é o valor mínimo da tensão de escoamento do material e Z , também chamado de módulo plástico da seção é a soma aritmética dos momentos estáticos acima e abaixo da linha neutra da seção transversal.

Este método de cálculo do momento máximo resistente de uma viga construída de um material dúctil é largamente empregado no “projeto plástico”. Aqui, projeto plástico entende-se pelo dimensionamento levando em consideração o colapso da estrutura, assim, a “reserva” que existe entre iniciar o escoamento e ocorrer o colapso, é utilizada. Deve-se notar que o momento plástico é sempre superior ao momento requerido para apenas tensionar a fibra mais externa da viga até o ponto de menor tensão de escoamento. Este momento, pode ser chamado de M_y , é obtido da equação da flexão de vigas (Young e Budynas, 2008):

$$\sigma_y = \frac{M_y}{I} c \therefore M_y = \frac{\sigma_y I}{c} \quad (15)$$

onde I é o momento de inércia, c é a distância da linha neutra até a fibra mais externa, e assim pode-se deduzir a razão M_p/M_y obtendo-se o fator de forma (Young e Budynas, 2008):

$$\frac{M_p}{M_y} = \frac{\sigma_y Z}{\frac{\sigma_y I}{c}} = \frac{Z}{I/c} \quad (16)$$

Este fator é a medida da reserva de resistência da viga uma vez iniciado o escoamento. Ele é maior quando a maior parte do material se localiza próximo à linha neutra e menor quando

o material se concentra afastado da linha neutra. O valor para uma seção retangular é de 1,5 e em vigas tipo “I” padronizadas situam-se entre 1,15 e 1,17 (Ghali e Neville, 1998)

2.6 DETERMINAÇÃO DOS ESFORÇOS DOMINANTES

Ao analisar-se a resposta de uma viga, é de primordial importância determinar a origem das tensões principais: Momento Fletor e Cisalhamento.

Para uma viga, engastada nos extremos, tem-se (Beer e Johnston, 1995):

$$V = P/2 \quad (17)$$

$$M_{max} = \frac{P.l}{8} \quad (18)$$

Onde “V” é o valor do esforço cisalhante, “P” é a carga aplicada, “M_{max}” é o momento fletor resultante da aplicação da carga e “l” é o comprimento da viga. Observa-se que o valor do esforço cortante é proporcional à carga aplicada, porém o momento fletor é proporcional a esta mesma carga e ao comprimento da viga. Assim pode-se deduzir que para vigas curtas as tensões oriundas do cisalhamento serão dominantes e para vigas mais longas as tensões dominantes serão derivadas do momento fletor.

Da equação da flexão, tem-se a tensão normal, onde adota-se $c = h/2$ para obter o valor máximo na fibra mais externa da viga:

$$\sigma_y = \frac{M_y}{I} c \quad (19)$$

Para o cisalhamento, adota-se:

$$\tau = \frac{VQ}{It} \quad (20)$$

onde τ é a tensão de cisalhamento, Q é primeiro momento de área – onde calcula-se o fluxo de cisalhamento e t é a espessura da seção.

Observa-se pela Figura 10(a) que os valores máximos de cisalhamento ocorrem na Linha Neutra de cada perfil. Diferentemente, as tensões oriundas do momento fletor atingem seu máximo na fibra mais externa de uma viga I e na região inferior da alma em uma viga T (Figura 10(b)).

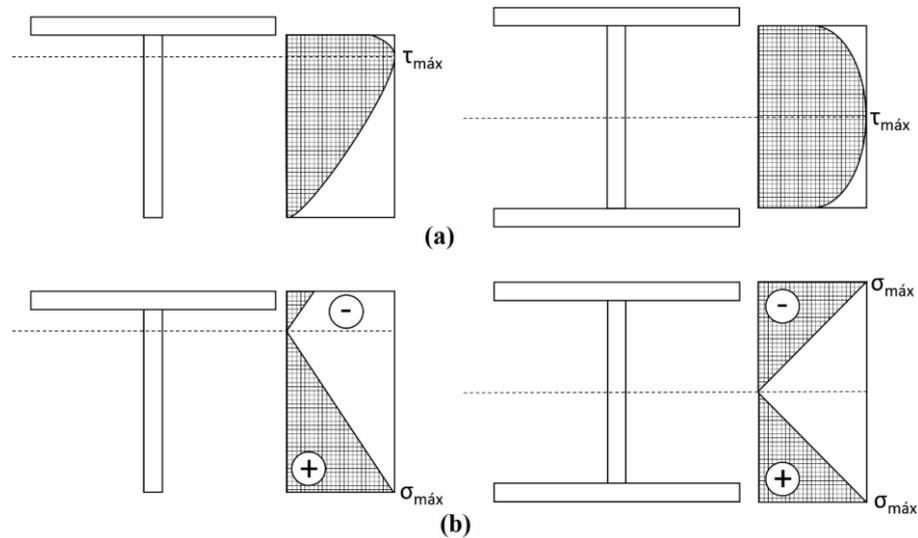


Figura 10: Diagrama de distribuição de tensões em perfil “T” e “I”: tensões cisalhantes (a) e tensões normais (b)

Assim ao substituir-se a equação (18) na equação (19) e isolar P, obtém-se

$$\sigma = \frac{PLh}{16I} \therefore P = \frac{16I\sigma}{Lh} \quad (21)$$

Similarmente, ao substituir a equação (17) em (20), e isolar P:

$$\tau = \frac{PQ}{2It} \therefore P = \frac{2It\tau}{Q} \quad (22)$$

Assim, igualando-se “P” nas equações (21) e (22), obtém-se:

$$L_0 = \frac{8Q}{ht} \left(\frac{\sigma}{\tau} \right) \quad (23)$$

Na equação (23), o comprimento inicialmente “L” foi renomeado para “ L_0 ”, assim qualquer comprimento acima deste valor indica que as tensões dominantes são oriundas do momento fletor, e abaixo deste são governadas pelo cisalhamento.

Em vigas I e seções com alma delgada, a compressão diagonal que acompanha o cisalhamento pode levar à uma falha por flambagem na alma, enquanto em vigas de materiais frágeis (ferro fundido, concreto, ...) a tração diagonal que acompanha o cisalhamento pode resultar em ruptura (Szuladzinski, 2010).

2.7 IMPACTO DE UMA MASSA EM UMA VIGA BI-ENGASTADA

Ao examinar-se a resposta plástica dinâmica de uma viga bi-engastada de comprimento $2L$, mostrada na Figura 11, quando atingida no comprimento médio por uma massa M , com velocidade V_0 no momento do impacto, o centro da viga se desloca com velocidade V_0 , enquanto o restante da viga permanece estacionário (Jones, 2000).

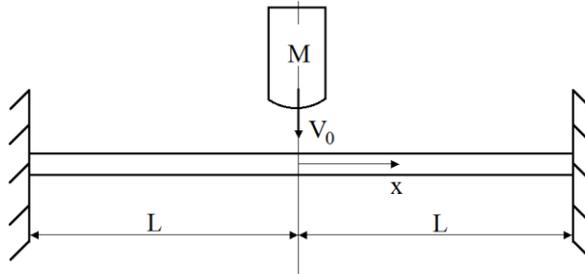


Figura 11: Impacto em uma viga bi-engastada

É importante introduzir o conceito de rótula plástica: enquanto $M < M_p$ (onde M_p é o momento plástico, definido na Equação 14 e $M=M_y$ e define o momento máximo para que ocorra escoamento somente na fibra mais externa do perfil em flexão) a viga se comporta elasticamente e obedece à lei de Hooke. Quando $M = M_p$ a viga começa a escoar, e deforma-se plasticamente. Neste ponto, a deformação aumenta sem que ocorra aumento das tensões, iniciando a formação de rótulas plásticas. Assim, pode-se definir rótula plástica como uma região que sofre grande deformação em um membro estrutural, e se comporta como uma rótula real. Geralmente se localizam (em uma viga) onde ocorre carregamento pontual, nos suportes e nos locais onde ocorre momento fletor máximo.

A primeira fase consiste quando uma rótula plástica se desenvolve no local do impacto no instante $t=0$ e deste mesmo local, duas rótulas móveis propagam o distúrbio afastando-se do centro da viga e deslocando-se em direção aos suportes, mostrado na Figura 12 - ξ é a localização da rótula plástica e $\dot{\xi}$ é a velocidade de deslocamento desta rótula em direção aos suportes. Uma rótula plástica se desenvolve exatamente no centro da viga no instante $t=0$ e duas outras rótulas plásticas propagam as ondas se afastando do centro da viga, em direção aos suportes – mostrado na Figura 12.

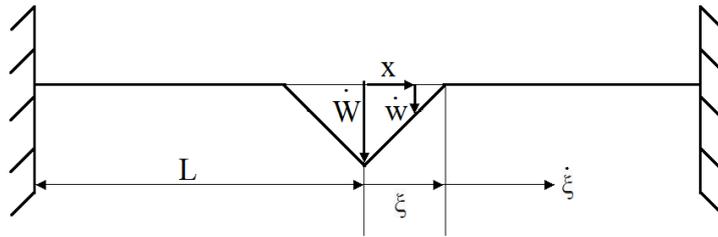


Figura 12: Campo de velocidade transversal durante primeira fase do movimento

Na segunda fase, as rótulas plásticas permanecem estacionárias nos suportes e no centro da viga durante a fase final de movimento (totalizando 3 rótulas plásticas – sendo uma no local do carregamento e as outras duas, uma junto à cada suporte), indicado na Figura 13, até o momento que viga e martelo permaneçam estacionários, quando toda a energia cinética da massa é dissipada plasticamente.

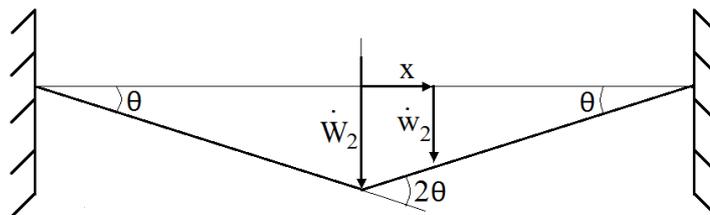


Figura 13: Perfil de velocidades durante a segunda fase do movimento

Para o caso particular, de um martelo com massa consideravelmente superior à da viga, ou seja $M/(mL) \gg 1$ (lembrando que m é a massa da viga por unidade de comprimento, M é a massa do martelo e L é comprimento da viga), assim a energia cinética a ser absorvida na segunda fase do movimento tende à $MV_0^2/2$.

Pelo princípio de conservação de energia da segunda fase do movimento, com o perfil de velocidade mostrado na Figura 13, requer que:

$$4M_p\theta = MV_0^2/2 \quad (24)$$

onde o primeiro membro da equação representa a energia necessária para que ocorra uma rotação θ junto aos suportes de uma viga com capacidade de resistir à um momento plástico M_p . O segundo membro ($MV_0^2/2$) representa a energia cinética do martelo no momento do impacto. O deslocamento transversal (flecha ou w_f) é dado por

$$w_f = (L - x)\theta \quad (25)$$

onde $x = 0$ no centro da viga (flecha máxima) e $x=L$ exatamente no suporte (quando $x=L$, a flecha torna-se nula). Ao isolar θ na eq. 24 e substituir na eq. 25, obtém-se:

$$w_f = MV_0^2 L(1 - x/L)/8M_p \quad (26)$$

2.8 RESISTÊNCIA DAS SOLDAS A TOPO

Por definição, uma junta com penetração completa (CJP – *Complete Joint Penetration*) tem dimensão da garganta igual à das chapas que une (ver Figura 14). Para estruturas carregadas estaticamente, juntas CJP possuem integralmente a resistência dos membros soldados, podendo ser do tipo topo, em “T” e de quina. Quando as juntas a topo estiverem sob tensões compressivas, e juntas “T” e de quina sob cisalhamento, os requisitos de projeto raramente justificam o uso de soldas com penetração total (AWS D1.1 2015).

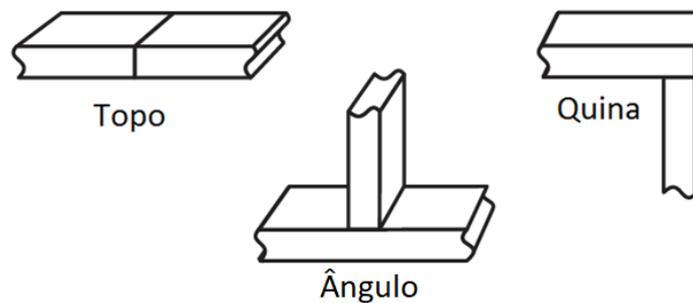


Figura 14: Tipos de Junta onde pode-se ter penetração completa (AISC, 2006)

As soldas a topo são executadas quando ambas as peças a serem unidas estão no mesmo plano, sendo utilizadas em juntas a topo; ou em juntas em “T” com penetração. Estas consistem na deposição do metal de solda em chanfros previamente preparados com o objetivo de formar uma ligação contínua entre as partes unidas. Na Figura 15 podem ser observadas as regiões que compõe um junto soldada à topo e suas respectivas nomenclaturas.

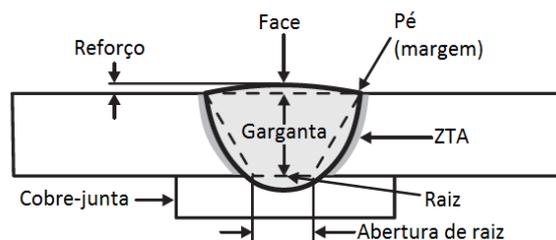


Figura 15: Junta a topo, solda em Chanfro, penetração completa (AISC, 2006)

Dependendo da espessura da chapa a solda a topo pode ser feita sem chanfros (também chamado de chanfro reto). No caso de juntas com penetração total, a espessura do cordão é dada pela espessura das chapas da união, sendo sua resistência sempre limitada pelo MB de menor resistência (Branco et al, 1999).

Portanto, nestes casos (Junta à topo, penetração completa) não se considera o problema do dimensionamento do cordão de solda, uma vez que as tensões no metal de solda serão as tensões existentes no metal base.

No caso de juntas de penetração parcial, o cálculo é baseado na seção resistente da junta, de maneira análoga ao dimensionamento de cordões de filete, contudo em diversos códigos de construção o uso de cordões a topo com penetração parcial (PJP – *Partial Joint Penetration*) não é recomendado, mesmo em juntas sob solicitação estática, devido à possibilidade de originar problemas de fissuração durante o processo de fabricação, ou aumentar o risco de ruptura em serviço (BRANCO et al, 1990, BSI 2003).

O metal de solda em juntas com penetração total sujeito a tensão tração normal à área efetiva devem ter propriedades mecânicas próximas àquelas do metal base. Isto fornece uma solda homogênea sem redução da seção transversal, assim as tensões utilizadas no dimensionamento do componente podem ser aplicadas adjacente ao MS depositado. Para tensões resultantes de outras direções de carregamento, é aceitável utilizar um metal de adição com propriedades inferiores, desde que os requisitos de resistência sejam atendidos (AWS D1.1 2015).

2.9 ENTALHE E CONCENTRADOR DE TENSÃO

Encontra-se na literatura (Broek, 1989 e Pilkey, 2008) muitos fatores de concentração de tensão com variadas geometrias e configurações. Embora as equações mudem de um caso para outro, todas refletem o fato que K_{in} (fator de concentração de tensões para tensões normais) aumenta com o comprimento do entalhe e diminui com o aumento do raio na extremidade do mesmo (Figura 16).

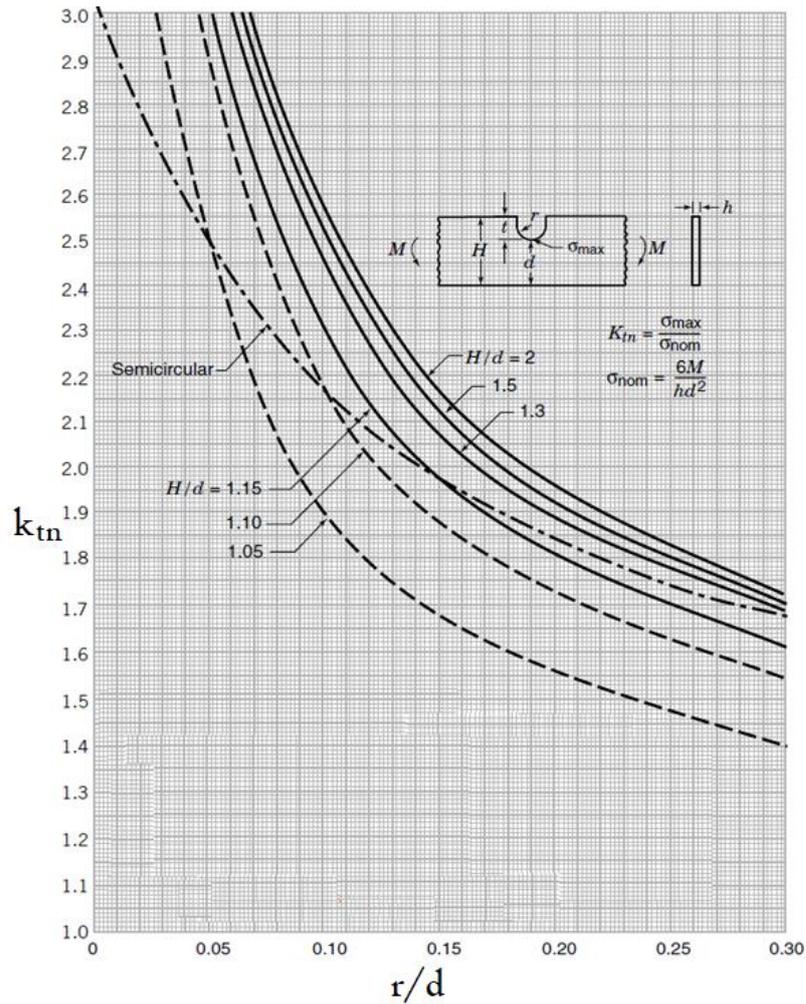


Figura 16: Concentrador de tensão em função do raio e profundidade do entalhe (Pilkey, 2008)

Essa restrição ocasiona o surgimento de tensões normais em outras 2 direções, tornando-se assim necessário elevar a tensão axial, para que inicie a deformação (Hertzberg, 1995).

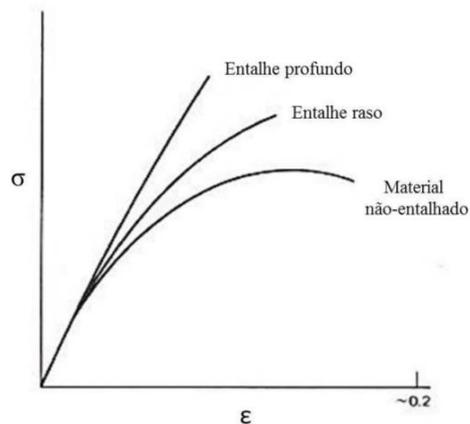


Figura 17: Exemplo da alteração no nível de tensões em função do entalhe (Hertzberg, 1995)

Cabe salientar que um componente com entalhe resiste a maiores níveis de tensão, porém é requerida uma carga global menor para que a fratura ocorra, quando comparada à área de seção bruta.

2.10 RESISTÊNCIA DAS SOLDAS DE FILETE

Para soldas de filete (Figura 18) e penetração parcial (PJP), o projetista tem a flexibilidade na escolha das propriedades mecânicas do metal de solda em comparação com os membros sendo unidos. Na maioria dos casos, a força a ser transferida por estas soldas é inferior à capacidade dos componentes. Assim as soldas são dimensionadas de acordo com a força a ser transferida. Isto pode ser obtido inclusive com metal de solda de menor resistência que o metal base, contanto que a área da garganta seja adequada para suportar os esforços. Devido à maior ductilidade do metal de solda com menor resistência mecânica, esta escolha tende a ser a mais segura (Machado 2013, AWS D1.1 2015)

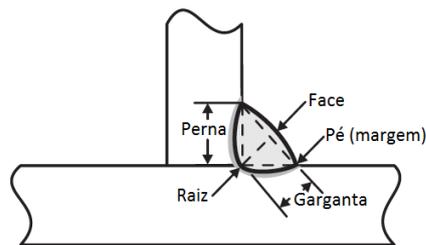


Figura 18: Terminologia de uma solda de filete (AISC, 2006)

Uma tensão de trabalho igual a 0,3 vezes o limite de resistência do metal de adição (designado pela classificação do eletrodo), foi demonstrada por testes (Higgins e Preece, 1968) em obter um fator de segurança variando de 2,2 para forças de cisalhamento paralelas ao eixo longitudinal da solda, até 4,6 para forças normais ao eixo sob sollicitação. As tensões na garganta efetiva de soldas de filete sempre é considerada como cisalhante (AWS D1.1 2015).

A geometria da seção transversal da solda de filete da Figura 19 é, portanto, considerada como sendo um triângulo retângulo isósceles, e a área da garganta é dada por $[A_s = a \cdot L = (z/\sqrt{2}) \cdot L]$, o qual é determinado pela garganta “a”, tamanho (ou perna) “z”, comprimento (efetivo) “L”, entre as quais, as tensões resultantes sobre o plano ABCD são: σ_p = normal paralela ao eixo da solda; σ_o = normal ortogonal à seção da garganta; τ_p = de cisalhamento (no plano da garganta) paralela ao eixo da solda; τ_o = de cisalhamento (no plano da garganta) ortogonal ao eixo da solda (AWS D1.1, 2015; Machado, 2011).

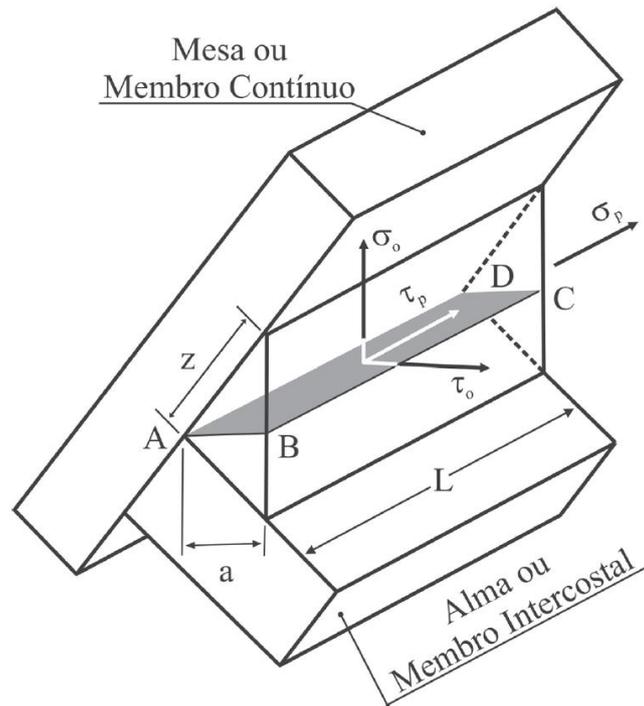


Figura 19: Principais características e tensões atuando no plano determinado pela garganta em junta soldada de filete (MACHADO, 2011)

Uma solda de filete pode ter o carregamento em qualquer direção, porém a falha sempre ocorrerá por cisalhamento (ver Figura 19).

3. MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo são apresentadas as propriedades do metal de base e de adição, os equipamentos, procedimentos de soldagem adotados a caracterização macroestrutural da junta soldada, o desenvolvimento do dispositivo elaborado para ensaiar os corpos de prova, a caracterização dos espécimes analisados e os procedimentos utilizados na realização dos ensaios mecânicos.

3.1 METAL BASE

Para a confecção dos CP's a fim de realizar os ensaios experimentais foi selecionado como metal base o aço estrutural ASTM A-36, por tratar-se de um aço largamente utilizado na confecção de perfis estruturais. O metal base foi obtido na forma de chapas com espessura de 5/8" (16 mm) para os ensaios iniciais de juntas soldadas à topo, 3/16" (4,75 mm) para os perfis com 420 mm de comprimento e 1/4" (6,35 mm) para os perfis com 1000 mm de comprimento. Ver Tabela 3. As dimensões dos CP's foram escolhidas cuja energia do martelo de queda fosse suficiente para ocasionar fratura e que fisicamente houvesse compatibilidade com a máquina de ensaios.

Tabela 3: Confecção dos CP's

CP	Espesura (mm)	Condição de Ensaio	Consumível	Comprimento (mm)	Cordão de Solda	Numero Total de CP's
Topo	16	AW ¹ , TTAT 500 ² e TTAT 650 ³	AWS ER70S-6 AWS ER 120S-G	370	N/A	18
Perfil I, Perfil T	4,75	AW	AWS ER70S-6 AWS ER 120S-G	420	Contínuo e Intermitente	16
Perfil I	6,35	AW	AWS 70S-6	1000	Contínuo	4

Notas: 1- AW (*As-welded*) – CP na condição como soldado; 2- TTAT 500 – Realizado Tratamento Térmico de Alívio de Tensões à 500 °C; 3- TTAT 650 – Realizado Tratamento Térmico de Alívio de Tensões à 650 °C

O aço ASTM A-36 possui baixo carbono, média resistência mecânica e sua composição química foi obtida por espectrometria de emissão óptica e encontra-se apresentado na Tabela 4 em percentuais de massa, pode-se perceber que sua composição química está de acordo com a norma.

As propriedades mecânicas do MB foram obtidas conforme recomendações da NBR ISO 6892 (2002), e os ensaios foram realizados pelo fornecedor do MB (obtidos pelo certificado de análise de corrida/lote).

Tabela 4: Composição química em % do aço ASTM A-36

	% C (máx.)	% Mn (a)	% P (máx.)	% S	% Si	% Cu (min.) *
Norma	0,25	...	0,030	0,030	0,40	0,20
Chapa 16 mm	0,15	0,83	0,030	0,014	0,024	0,01
Chapa 4,75 mm	0,16	1,03	0,030	0,014	0,018	< 0,01
Chapa 6,35 mm	0,10	0,47	0,024	0,014	0,026	0,01

(a) Para cada 0,01% de redução do carbono abaixo do máximo especificado é permitido um aumento de 0,06% de Mn acima do máximo permitido, sendo admissível até 1,35%

* Quando solicitado.

Fonte: ASTM A-36 / A-36M (2014)

As propriedades mecânicas do aço utilizado como MB desta pesquisa são apresentadas na Tabela 5.

Tabela 5: Propriedades mecânicas do aço ASTM A-36

	Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)	Alongamento (em 50 mm, %)
Norma *	250	400 – 550	21
Chapa 16 mm	293	423	34,3
Chapa 4,75 mm	280	439	32,0
Chapa 6,35 mm	261	452	29,0

* para chapas, até 600 mm de largura

Fonte: ASTM A-36 / A-36M (2014)

3.2 PROCEDIMENTO DE SOLDAGEM

Para os CP's soldados a topo, a soldagem foi realizada na posição plana, chanfro em V com ângulo de 60° - ver Figura 20a. Foi realizado um passe de selagem (S) – conforme observado na Figura 20b, e após este passe a chapa foi virada e realizada goivagem por esmerilhamento antes de iniciar a deposição dos passes 1 à 5, para garantir que não haveria falta de fusão/penetração. Todos os cordões (CP soldados a topo) foram depositados com ângulo de trabalho e de deslocamento 0°.

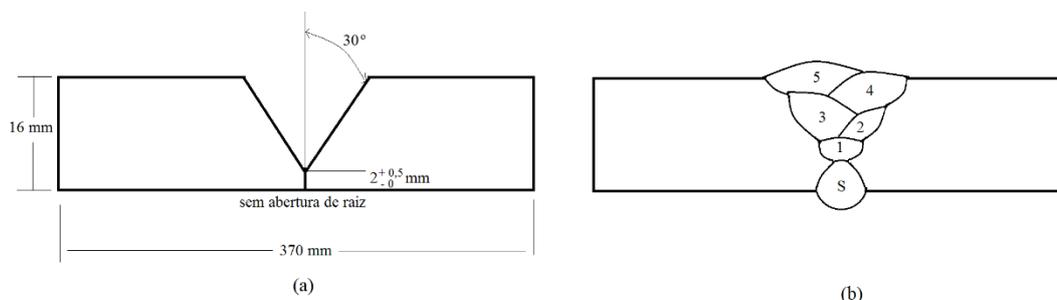


Figura 20: Geometria da Junta (a) e Croqui da Junta Soldada (b)

Para as juntas em ângulo (solda de filete), o croqui da junta soldada é mostrado na Figura 21. Notar que para os CP's com espessura 4,75mm as demais dimensões foram mantidas inalteradas: altura da alma (60 mm) e largura do flange (80 mm). Para os CP's de solda de filete, foi adotado ângulo de trabalho 0°, porém o ângulo de deslocamento empregado foi de -15° (“empurrando”) – tal parâmetro, tende a reduzir a penetração (Welding Handbook, Vol. 2, 2002), porém aumenta a largura do cordão de solda, e se mostrou o melhor valor para a morfologia dos cordões de solda.

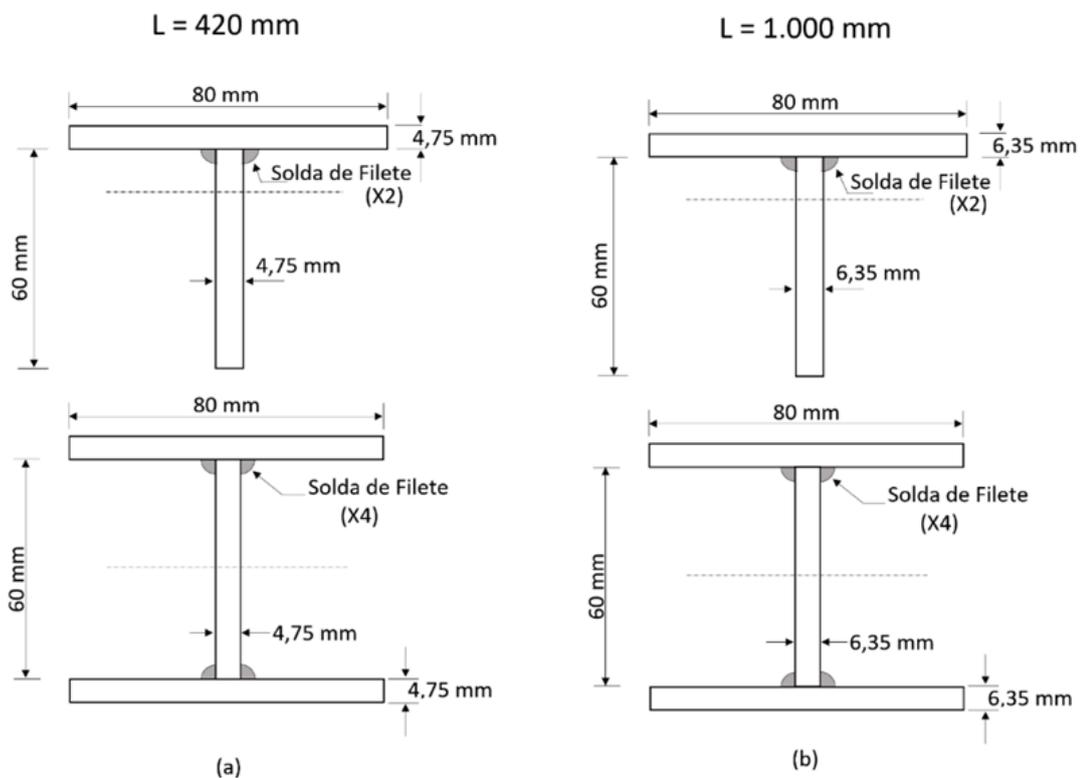


Figura 21: representação esquemática das juntas soldadas de filete

Para a automação da soldagem MAG foi utilizado um sistema de deslocamento automatizado CNC, modelo TARTÍLOPE V4, que permitiu controlar a velocidade de soldagem garantindo a repetitividade deste parâmetro durante os procedimentos de soldagem, juntamente com a fonte de soldagem multiprocesso marca e modelo DIGI Plus A7 450. O gás de proteção utilizado foi a mistura 75% Argônio e 25% CO₂, na vazão de 17 L/min.

As soldas foram realizadas com os arames AWS ER70S-6 e AWS ER120S-G, ambos com diâmetro 1,2 mm e empregados individualmente. O primeiro consumível é definido como “*matching*” por apresentar resistência mecânica semelhante ao metal de base, já o segundo é considerado “*overmatching*” por apresentar resistência mecânica maior que o metal base

(Miller, 1994; AISC, 2006; Machado, 2012). A Tabela 6 apresenta as propriedades mecânicas dos metais de adição utilizados, segundo indicação da ESAB (2015) e da AWS D1.1 (2015).

Tabela 6: Propriedades mecânicas do metal de adição (valores mínimos)

Metal de adição	Limite de Escoamento (MPa)		Limite de Resistência a Tração (MPa)		Alongamento (%)	
	Fabricante	AWS	Fabricante	AWS	Fabricante	AWS
	AWS ER120S-G	850	*	900	830	18
AWS ER70S-6	400	400	480	480	22	22

* Não é especificado; deve ser estabelecido entre o comprador e o fornecedor.

Os parâmetros utilizados na programação dos equipamentos de soldagem para realização dos cordões de solda desta pesquisa foram: tensão do arco elétrico (V); velocidade da soldagem (mm/s); velocidade de alimentação do arame (m/min); e a distância do bico de contato-peça (mm). A partir dos dados adquiridos durante a soldagem foi possível determinar a energia de soldagem (kJ/mm). Estes parâmetros estão apresentados na Tabela 7.

Tabela 7: Parâmetros utilizados para a realização dos cordões de solda

CP		Tensão média (V)	Corrente Média (A)	Velocidade de Soldagem (mm/s)	Energia de Soldagem (kJ/mm)	Velocidade de Alimentação do Arame (m/min)	DBCP (mm)
Topo / 70S-6	Selagem	27,4	209	5,8	1,0	6,5	18
	Demais Passes	27,1	270	5,0	1,4	8,0	18
	Selagem	27,6	207	5,8	1,0	6,5	18
Topo / 120S-G	Demais Passes	27,0	244	5,0	1,3	8,0	18
	Filete 70S-6	27,1	270	8,3	0,9	8,0	18
	Contínuo 120S-G	27,2	245	8,3	0,8	8,0	18
Filete Intermitente	70S-6	27,1	270	5,8	1,3	8,0	18
	120S-G	27,0	245	5,8	1,1	8,0	18

A morfologia dos cordões de solda foi analisada por meio de macrografias realizadas a partir do corte transversal dos cordões de solda seguido do lixamento com granulometrias na sequência de 220, 240, 400 e 600. Em seguida foi realizado o ataque químico por imersão em reagente Nital 10% em tempos de, aproximadamente, 15 s.

3.3 CONFECÇÃO DOS CORPOS DE PROVA

3.3.1 CP's soldados à topo

Para a confecção dos corpos de prova soldados a topo, foi realizado um entalhe com dimensões de 2,5 mm de largura por 7,5 mm de profundidade (Figura 22). O entalhe inicial

realizado possuía dimensões de 2,5 x 3,0 mm, porém não foi suficiente para ocasionar ruptura do CP. Assim, conforme abordado no capítulo 2.9, este entalhe teve a profundidade aumentada para que ocorresse elevação da tensão localizada e consequente ruptura.

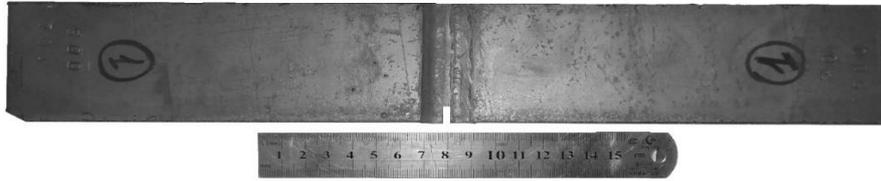


Figura 22: CP típico soldado a topo

Estes CP's foram construídos conforme condições estabelecidas na Tabela 3 (classificação do consumível e tratamento térmico).

As temperaturas de TTAT foram definidas em 500 °C e 650 °C, visando alívio de tensões residuais oriundas do processo de soldagem. Com o aumento de temperatura, ocorre queda na resistência mecânica do material, e com menor tensão de escoamento permite-se que essas tensões sejam redistribuídas com o escoamento do metal de solda depositado e metal base (TWI, 114).

As amostras foram dispostas dentro do forno marca/modelo SANCHIS BTT, igualmente espaçadas entre si e das paredes do forno. Conforme a Tabela 8, pode-se verificar os parâmetros utilizados para execução do TTAT conforme AWS D1.1 2015.

Tabela 8: Parâmetros Adotados no TTAT

Parâmetro	Cálculo	Valor Utilizado
Início da Temp. de Controle	315 °C	315 °C
Taxa de Aquecimento	$\frac{560}{\text{espessura MB[cm]}}$ porém nunca superior à 220 °C/h	$\frac{560}{1,6} \approx 350 \text{ °C/h}$ Adota-se 220 °C/h
Tempo de Patamar	15 min para cada 6 mm de espessura de MS	Espessura máxima de MS=21 mm, assim $t \approx 53 \text{ min}$
Taxa de Resfriamento	$\frac{260}{\text{espessura MB[cm]}}$ porém nunca superior à 260 °C/h	$\frac{260}{1,6} \approx 162 \text{ °C/h}$
Término de Controle	315 °C	315 °C

Como pode ser observado na Tabela 9, não houve alterações significativas nas propriedades mecânicas dos CP's soldados submetidos à TTAT.

Tabela 9: Propriedades mecânicas em função do TTAT

Amostra/Prop. Mec.	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	Alongamento [%]
AW	293	423	34,3
TTAT 500 °C	317	430	38,9
TTAT 650 °C	305	425	36,9

Na Figura 23 são apresentadas as macrofotografias mostrando a morfologia dos CP's soldados a topo.

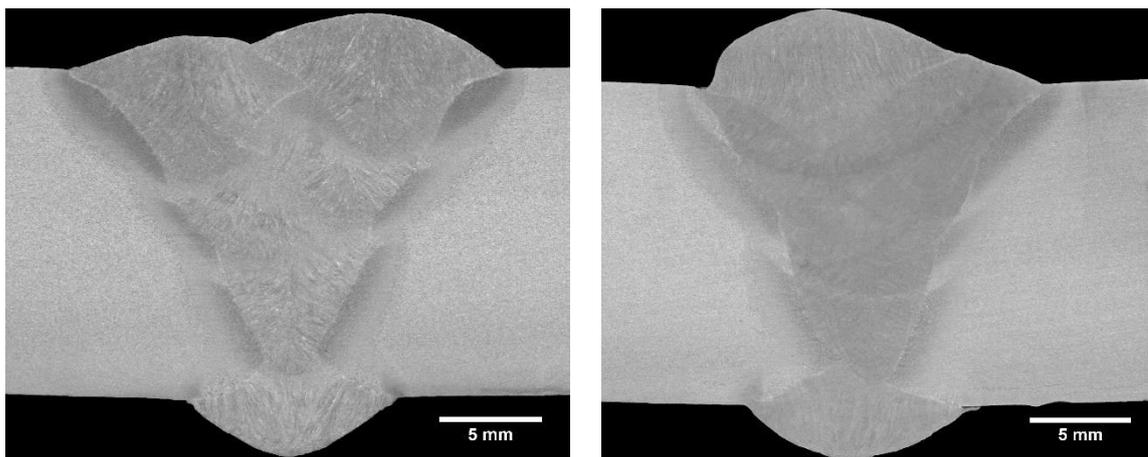


Figura 23: Macrofotografia da junta soldada com ER70S-6 (esq.) e ER120S-G (dir.)

3.3.2 CP's soldados em ângulo

Com o objetivo de analisar a concentração de tensões na região de início e término de um cordão de solda, foram fabricados CP's com soldas de filete. Para que não houvesse alteração de mais uma variável, as soldas contínuas e intermitentes tiveram parâmetros distintos, visando alterar a garganta da solda, mantendo a seção resistente idêntica em ambas as situações.

Na Figura 24 são mostrados dois exemplos de CP's soldados com cordão contínuo (esq) e intermitente (dir).

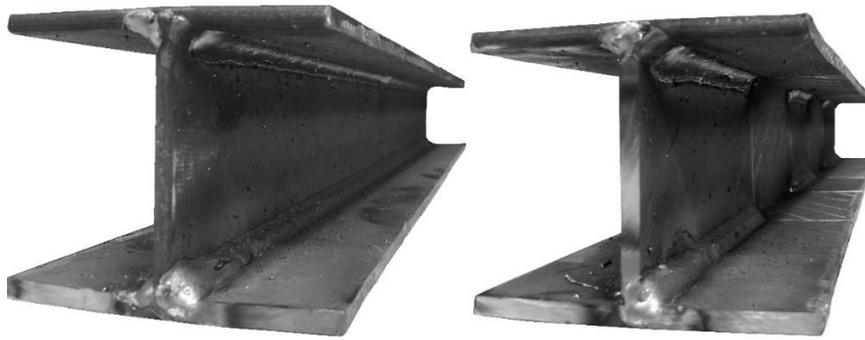


Figura 24: CP's tipo viga "I"

Assim, conforme abordado no capítulo 2.10, a área da seção resistente de um cordão de solda de filete, é dada pelo produto da garganta da solda vezes seu comprimento [$A_s = a \cdot L = (z/\sqrt{2}) \cdot L$]. Pode-se ver pela Tabela 10 que a área da seção resistente da solda obtida no cordão intermitente é muito próxima àquela do cordão contínuo. A área calculada na Tabela 10 é a de 1 filete somente, devendo ser multiplicada por 2 para as vigas em "T" e por 4 para vigas em "I". A disposição dos cordões de solda é mostrada na Figura 25.

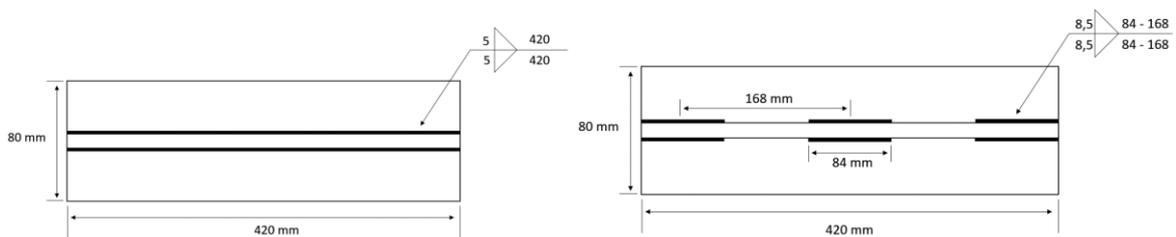


Figura 25: Representação da Junta em "T" - filete contínuo

Tabela 10: Cálculo da área da solda para filete contínuo e intermitente

Tipo de Cordão	Perna "z" [mm]	Garganta "a" [mm]	Comprimento "L" [mm]	Área seção resistente da solda "A _s " [mm ²]
Contínuo	5,0	3,5	420	1470
Intermitente	8,5	6,0	252	1512

Como pode ser visto na Figura 26, a adoção de menor velocidade de soldagem para o filete intermitente resultou em maior energia de soldagem e aumento das dimensões do cordão – para ambos os consumíveis. É possível observar um expressivo aumento nas dimensões da ZAC para este caso.

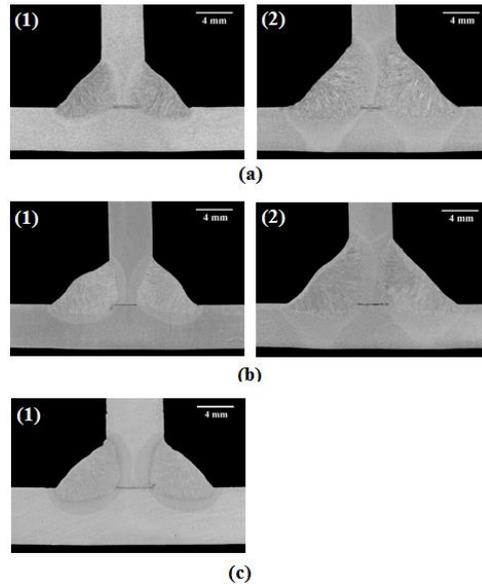


Figura 26: Macrofotografias: (1) cordão depositado contínuo, (2) cordão depositado intermitente: (a) e (c): ER70S-6 e (b) ER120S-G

3.4 DESENVOLVIMENTO DO DISPOSITIVO

Foi desenvolvido no Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas (LS&TC) um martelo de queda com as seguintes características (ver Figura 27):

- Curso máximo de queda: 3 m;
- Massa do martelo: 245 kg e 22 kg do punção (total de 267 kg);
- Velocidade Máxima no impacto: 7,0 m/s;
- Energia máxima: aprox. 6,5 kJ.

Além das características principais citadas, há um punção na parte inferior do martelo, de geometria circular (maciço), com o objetivo de obter o impacto sobre uma linha no corpo de prova, e não sobre uma área (porém uma vez iniciado o contato, esta linha passa a ter “largura”, tornando-se assim uma área com a evolução da deformação).

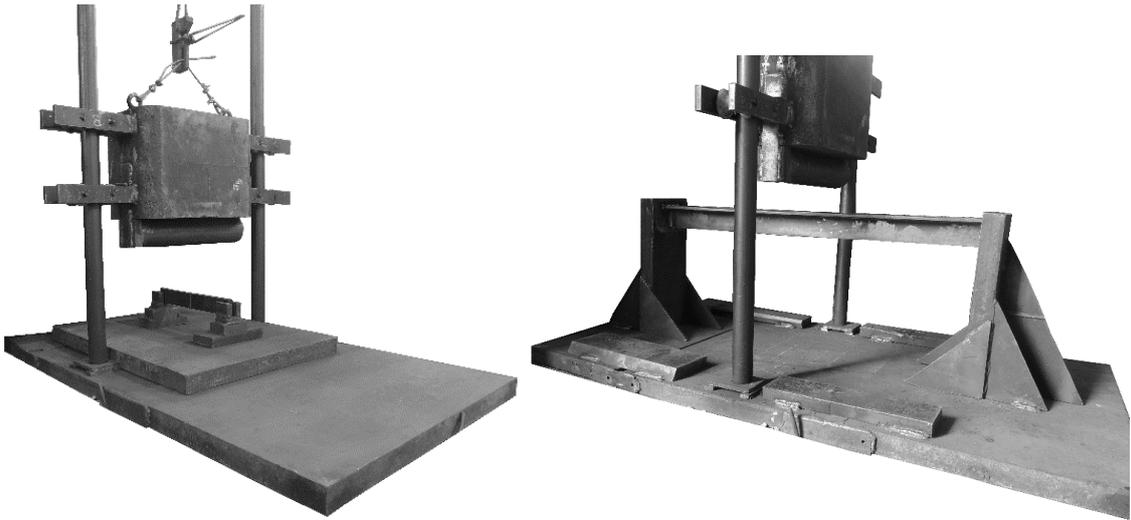


Figura 27: CP's soldados a topo (esq.) e Ensaio de vigas (dir.)

Para a confecção do martelo de queda, foram usinadas polias em Nylon 6.6, de modo a abraçar as guias (Figura 28 (esq.)) e dispostas verticalmente em 2 conjuntos (Figura 28 (dir)), um par de cada lado do peso, de modo a evitar a rotação do conjunto e engripamento do bloco.

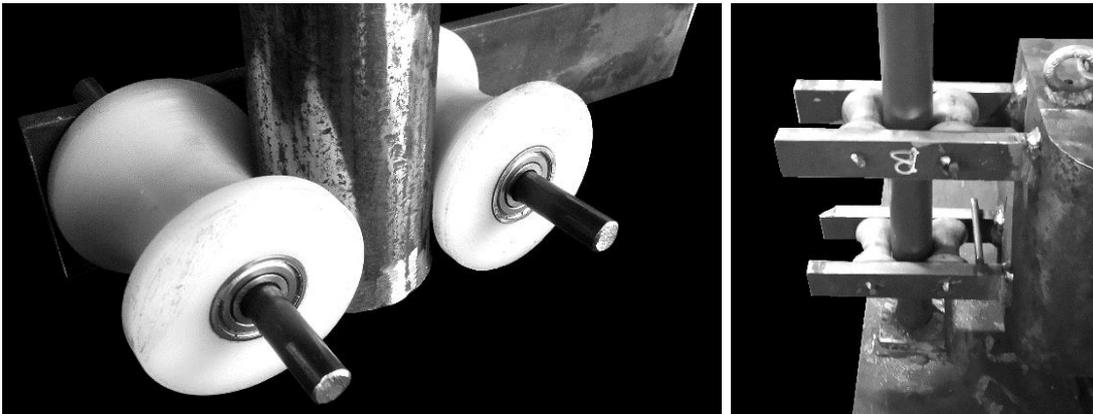


Figura 28: Montagem das polias (dir.) e conjunto montado (dir.)

Para liberação do bloco, foi desenvolvido um sistema de soltura-rápida (“quick release”) – Figura 29 (a) e (b), de modo a liberar a carga de modo mais suave possível, evitando vibrações e oscilações desnecessárias.

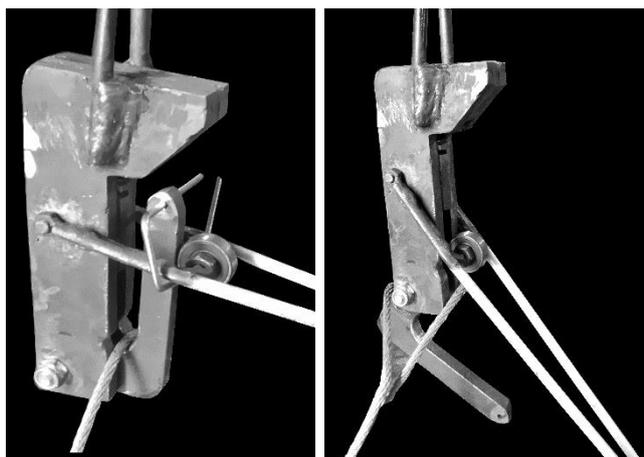


Figura 29: Mecanismo de soltura rápida: fechado (esq.); aberto (dir.)

As guias foram feitas a partir de tarugos maciços, redondos de $\varnothing 2''$, de aço SAE 1020 trefilado.

Para içamento do bloco, foi utilizada uma talha de fabricação nacional (Figura 30), manual, com capacidade de 1 tonelada - por possuir maior redução, necessitando menor esforço do operador (ao custo de maior número de revoluções). Esta opção foi utilizada, também, devido à uma tentativa inicial de se usar um “guincho” manual, de origem chinesa, com especificação para 500 kg, e ao se utilizar pouco mais de 50% da capacidade deste guincho, o mesmo se demonstrou instável e frágil, e por fim deformando-se até inutilização – não houve falha em serviço.



Figura 30: talha utilizada para içamento do bloco (esq.) e conjunto montado (dir.)

O curso guiado até o momento do impacto é de 2.570 mm para a condição das vigas ensaiadas neste estudo e de 2.900 mm para o ensaio dos CP's soldados a topo. A velocidade medida imediatamente antes do impacto (média de 3 leituras) foi de 6,4 m/s para o menor curso e 6,7 m/s para o maior. Foi utilizada a câmera de alta velocidade modelo Phantom V411, e medido o tempo para realizar um pequeno percurso imediatamente antes do impacto. Com base no tempo e na distância conhecida (imediatamente antes do impacto) – Ver Figura 31.

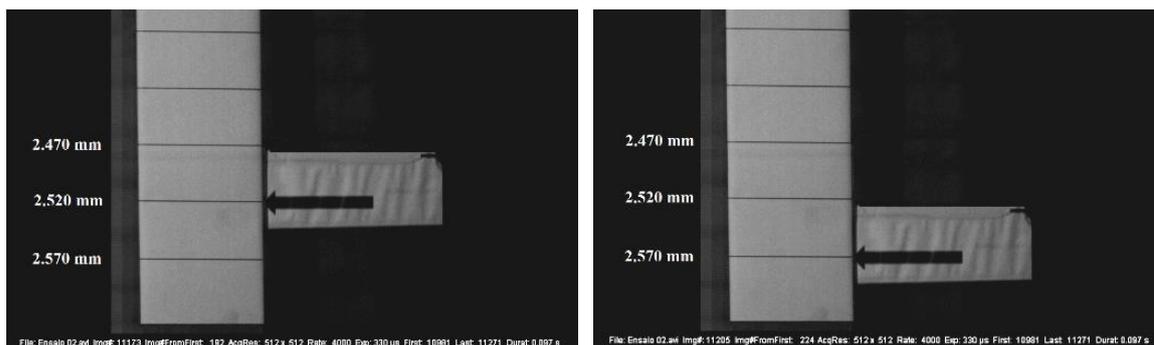


Figura 31: Processo de medição de velocidade

A seta indicada está presa ao bloco, conseqüentemente movendo-se com a mesma velocidade deste. Para o caso da Figura 31, a distância entre a última marcação (2.570 mm) e a penúltima (2.520 mm) é de 50 mm. A seta cruza a penúltima marca no quadro #192 e no quadro #224 ultrapassa a última marcação. Como o vídeo foi feito à uma taxa de 4.000 quadros por segundo, cada quadro tem duração de $1/4000$ s, e o tempo total decorrido foi de 8×10^{-3} s. Dividindo-se os 50 mm (ou 50×10^{-3} m) pelo tempo, obtém-se a velocidade de 6,25 m/s (média em 50 mm imediatamente antes do impacto). Este processo foi repetido 3 vezes, os resultados são mostrados na Tabela 11.

Tabela 11: velocidades medidas do martelo de queda

Ensaio	Tempo Medido [s]	Distância Percorrida [m]	Velocidade Calculada [m/s]
1	$7,50 \times 10^{-3}$	50×10^{-3}	6,7
2	$8,00 \times 10^{-3}$	50×10^{-3}	6,2
3	$7,75 \times 10^{-3}$	50×10^{-3}	6,4
Média	$7,75 \times 10^{-3}$	50×10^{-3}	6,4

Após a medição com a câmera de alta velocidade foi realizada a aquisição dos dados de aceleração através de acelerômetro, a fim de comparar os resultados obtidos e obter uma curva característica durante toda a queda do martelo.

Utilizou-se um acelerômetro da empresa Analog Devices ADXL335, com escala de -3 até 3 G. Este acelerômetro estava montado em um módulo (Figura 32) já com regulador de tensão e resistores, conforme solicitado pelo fabricante. O módulo era alimentado por uma tensão de 5 V, que por sua vez enviava 3,6 V para o acelerômetro. A resposta do acelerômetro é linear em 1,8 V para zero G, onde 1,8 V até 0 V corresponde a 0 G até -3 G, e 1,8 V até 3,6 V para 0 G até +3 G, respectivamente.

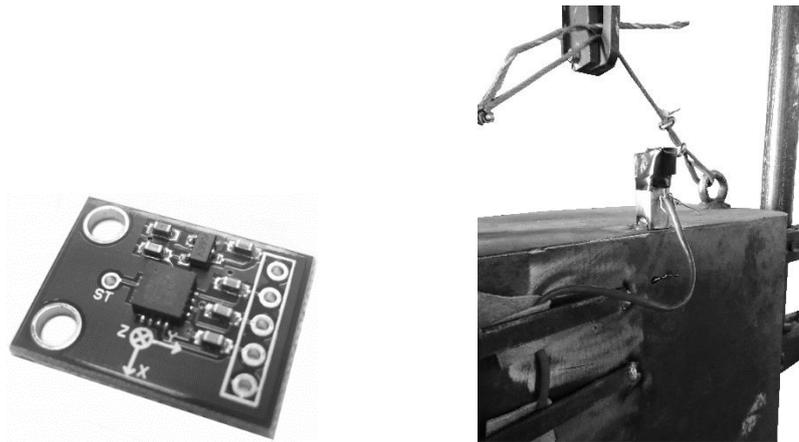


Figura 32: Acelerômetro (esq.) e montagem no martelo (dir.)

Para a aquisição de dados foi utilizado o sistema da National Instruments NI cDAQ 9137 em conjunto como módulo 9215 (Figura 33), que permite leitura de sinais analógicos de 0 à 10 V. Adotou-se a frequência de aquisição de 1000 Hz.



Figura 33: Sistema de Aquisição utilizado

Utilizou-se o software LabView® para aquisição dos dados, e para tratamento destes dados foi inicialmente usado o software Diadem. Aplicou-se um filtro passa-baixa de 20 Hz, a fim de diminuir o ruído no sinal. Após, foi feita a integração da área sob a curva de aceleração, obtendo-se velocidade em função do tempo, e integrando-se novamente obteve-se o deslocamento. Os dados finais são mostrados na Figura 34 (a, b e c) e na Tabela 12.

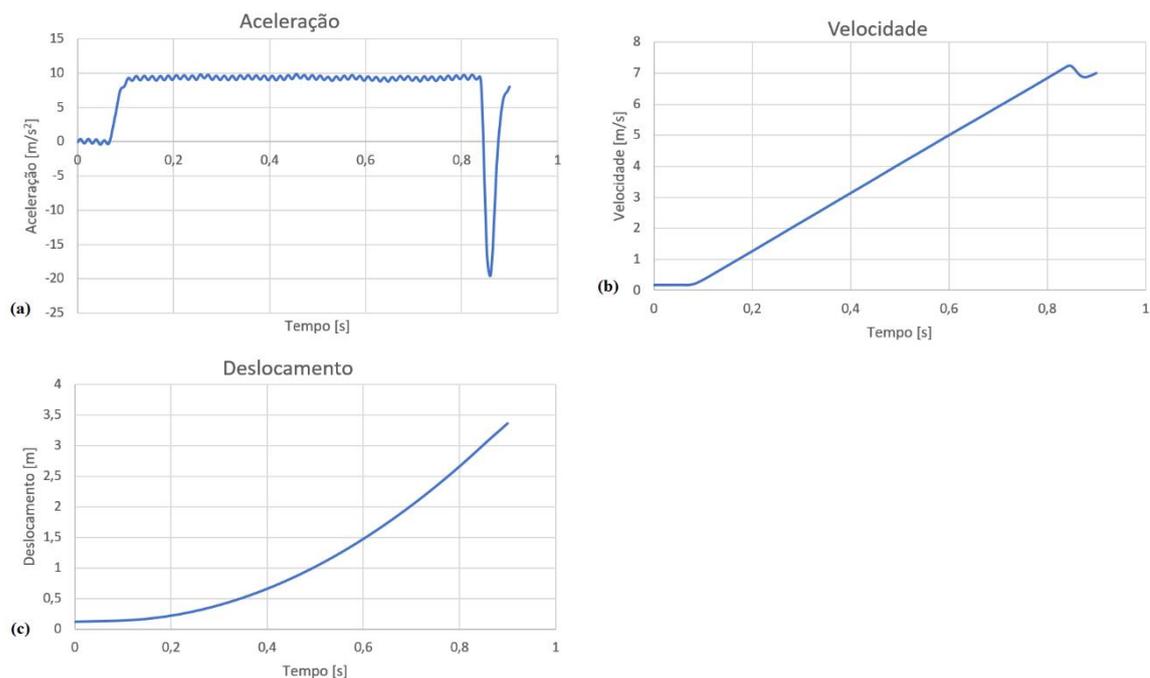


Figura 34: Gráficos de aceleração, velocidade e deslocamento em função do tempo

Tabela 12: Dados obtidos com o acelerômetro

	Ensaio 01	Ensaio 02	Ensaio 03	Média
Tempo total de queda, para h = 2.900 mm [s]	0,774	0,780	0,766	0,773
Velocidade máxima em h = 2.900 mm [m/s]	7,150	7,190	7,060	7,133
Deslocamento obtido [m]	2,920	2,940	2,840	2,900
Velocidade em h = 2.570 mm [m/s]	6,660	6,620	6,780	6,687
Tempo de queda para h = 2.570 mm [s]	0,730	0,730	0,746	0,735
Aceleração durante a queda [m/s ²]	9,34	9,35	9,30	9,33

Obs. 1: a altura inicial de 2.900 mm foi medida da superfície inferior do bloco até a base, utilizando-se prumo e trena.

Obs. 2: velocidade e deslocamento em função do tempo foram obtidos ao se integrar a função aceleração.

3.5 MEDIÇÃO DA DEFLEXÃO NAS VIGAS

Para medição da deflexão final nas vigas, primeiramente executou-se a remoção dos suportes através de esmerilhamento/corte, observando-se para não remover comprimento útil da viga. Após, com o uso de uma superfície plana, apoiou-se a viga e com escala metálica ao fundo fez-se a leitura. Este procedimento foi repetido em ambos os lados da viga, e foi adotada a média destes 2 valores, visando-se minimizar empenamentos localizados no flange que recebeu o impacto (Figura 35).

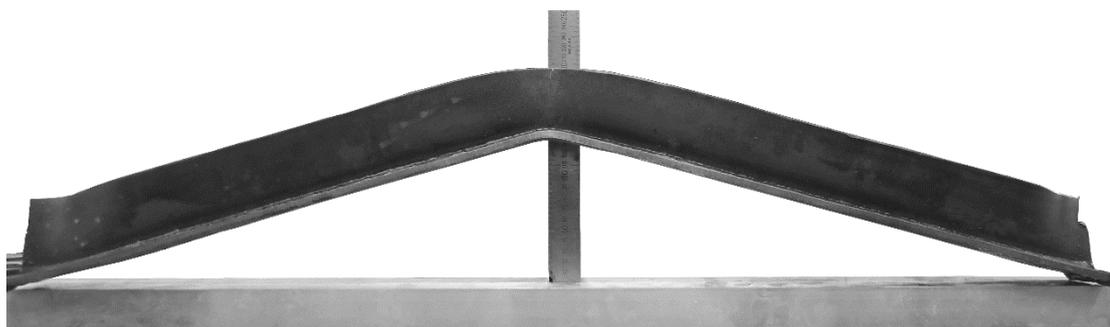


Figura 35: medição da deflexão das vigas após ensaio

3.6 VERIFICAÇÃO DO PERFIL DE DUREZA

Para cada condição estabelecida na Tabela 3, cada CP teve uma amostra seccionada e realização de ensaios metalográficos, seguindo a norma ASTM E3 (2011). Todas as amostras foram cortadas com serra manual, mantendo-se lubrificação para evitar aquecimento. Não houve fresamento na superfície para evitar que houvesse encruamento na superfície de verificação de dureza. Após corte, todas as amostras tiveram as superfícies lixadas, utilizou-se grão #80 até #600, alternando-se em 90 graus a cada mudança de granulometria.

Após o lixamento, as amostras foram atacadas com Nital 10% por aproximadamente 10 segundos. Após enxágue e com auxílio de álcool, algodão e soprador de ar quente, as amostras foram secas. As imagens foram digitalizadas diretamente em scanner de mesa, e as medições de garganta das soldas de filete, realizadas seguindo descrição da AISC 360 (2005) – ver Figura 36. A medição da garganta, nas juntas de filete, foi realizada através do software ImageJ®.

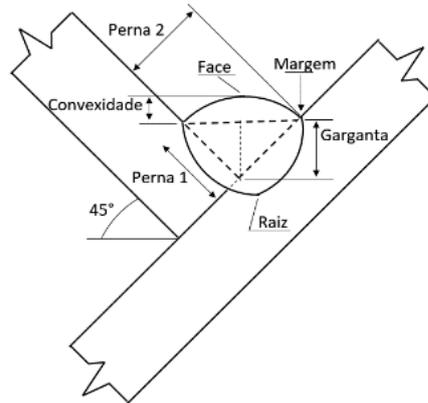


Figura 36: Esquemática para medição da garganta

Após preparação metalográfica adequada, realizou-se a verificação de dureza (Vickers) de acordo com os perfis mostrados na Figura 37, seguindo-se as recomendações da ASTM E92 (2016). Adotou-se 2000 gf de carga e tempo de indentação de 10 s, assim o ensaio é caracterizado como dureza e não mais microdureza.

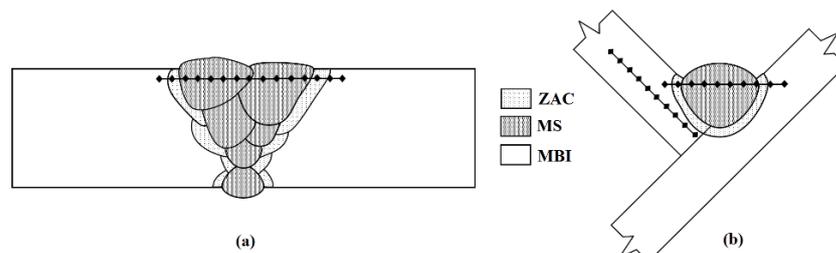


Figura 37: Representação esquemática das regiões de verificação de dureza: (a) solda em chanfro, (b) solda de filete

4. APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

4.1 JUNTAS SOLDADAS A TOPO

Na Figura 38 (a), observa-se uma visão geral do corpo de prova. Nas Figuras 38 (b) e (c) observa-se com detalhe a região do entalhe, onde, apesar de ter sido nucleada uma descontinuidade, não resultou na fratura do CP.

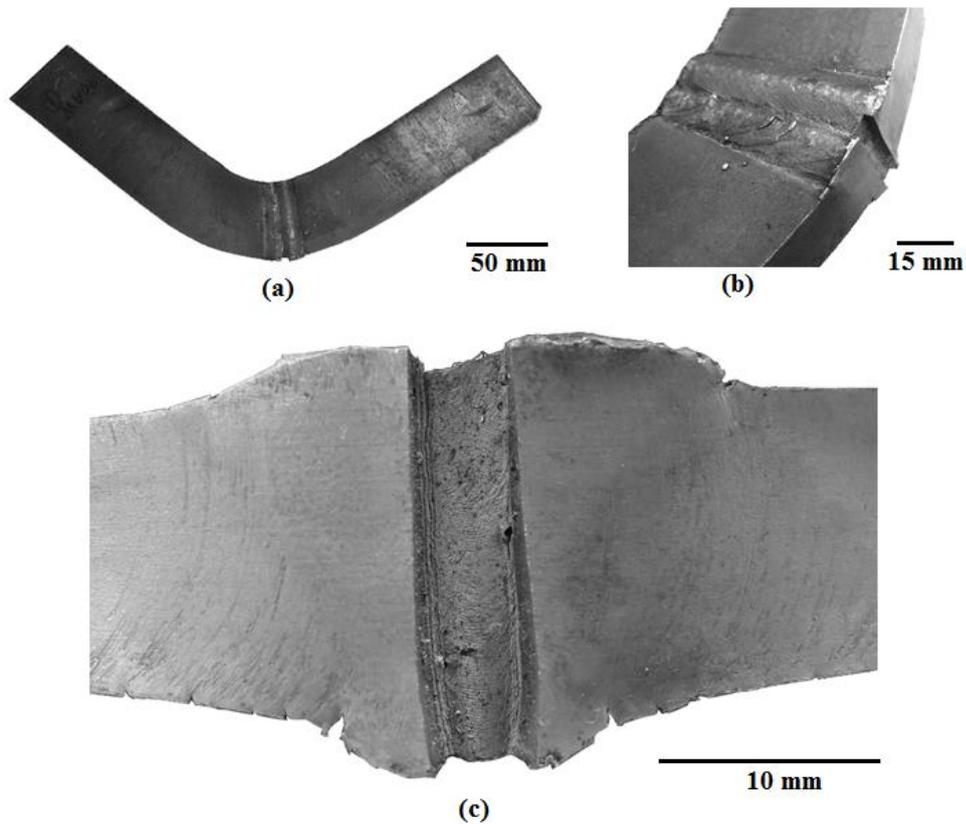


Figura 38: CP não-fraturado: (a) visão geral, (b) detalhe da profundidade do entalhe e (c) nucleação de descontinuidade

Assim definiu-se nova profundidade do entalhe em 7,5 mm, experimentalmente, para que com o impacto houvesse fratura do corpo de prova.

Após realização dos ensaios com a nova profundidade do entalhe, foi registrada a aparência de fratura de cada CP ensaiado, mostrado na Figura 39. Pode-se observar os CP's fraturados, sendo cada metade do CP alinhado e posicionado de modo a registrar a fratura.

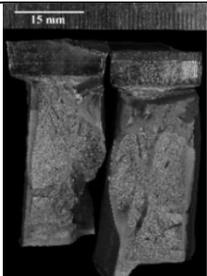
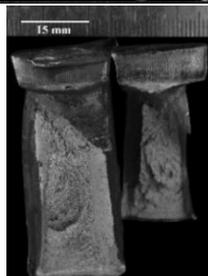
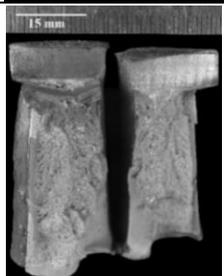
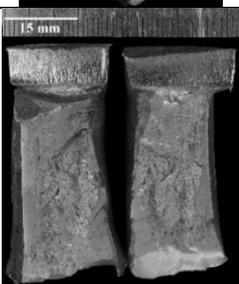
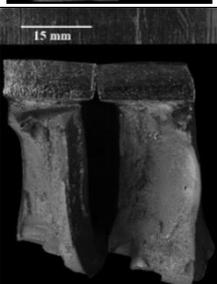
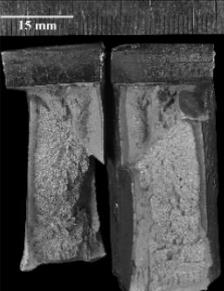
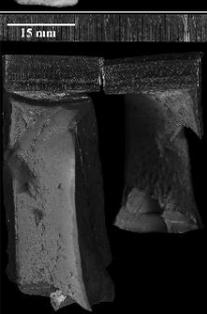
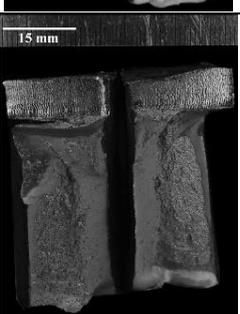
	CP 01	CP 02	CP 03
70-AW	X		
70-TTAT 500			
70-TTAT 650			
120-AW			
120-TTAT 500			
120-TTAT 650			

Figura 39: Aparência da fratura dos CP's soldados a topo

A região retangular superior em cada CP corresponde ao entalhe realizado antes do ensaio, na preparação do corpo de prova. As regiões brilhantes (às vezes com aspecto granular ou mais claro) representam fratura frágil (onde houve clivagem dos planos cristalográficos) e as regiões opacas respondem pela fratura dúctil, onde ocorreu a formação de microcavidades (“dimples”).

Com base no registro fotográfico das amostras, estimou-se o percentual de fratura frágil: $\%_{ff} = \frac{A_f}{A_t} \times 100$, onde $\%_{ff}$ é o percentual de fratura frágil, A_f é a área de fratura frágil (aparência brilhante ou clara) e A_t é a área total do CP (ver Figura 40). Como o entalhe localizava-se exatamente na região soldada, sem remoção do reforço da raiz e da face da solda, a espessura média utilizada foi de 20 mm por 42,5 mm de altura (50 mm do CP subtraídos 7,5 mm do entalhe), obtendo-se $A_t = 850 \text{ mm}^2$. A medição de A_f foi feita com o software ImageJ, onde foi medida a área brilhante em cada superfície fraturada. O valor adotado compreende a média dos 2 valores mais próximos, descartando-se o terceiro valor com maior dispersão.

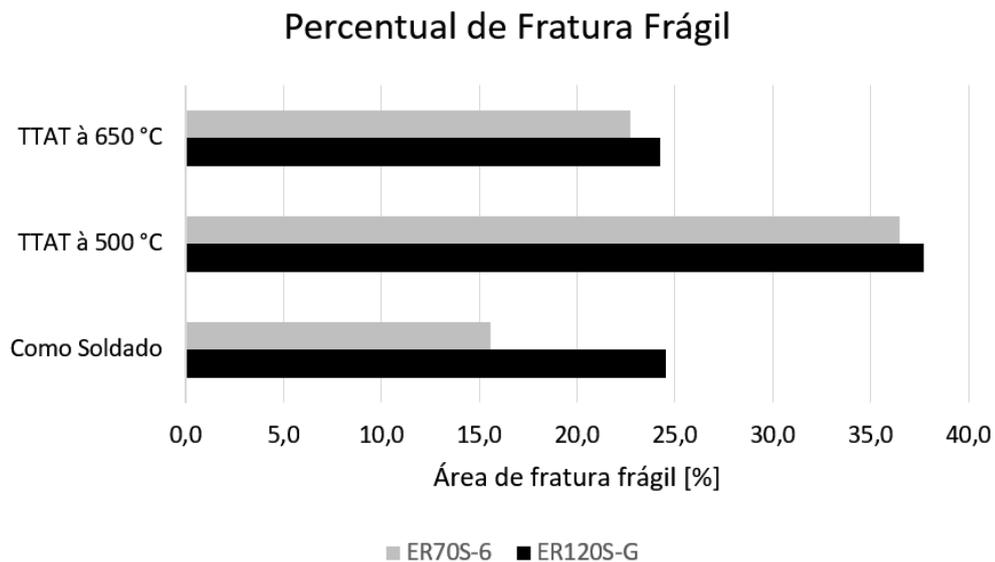


Figura 40: Percentual de fratura frágil para as condições testadas

Com a verificação de dureza, mostrada na Figura 41, foi possível observar o comportamento de cada MS em relação ao TTAT executado. O fato mais importante observado foi um aumento de dureza, para ambos os consumíveis, para o TTAT executado a 500 °C. Pode-se inferir que os CP's que foram submetidos à este TTAT exibiram fragilidade ao revenido, comportamento caracterizado pela redução da tenacidade devido à precipitação de compostos

que contém contaminantes como estanho, antimônio, arsênio ou fósforo, juntamente com cromo e/ou manganês. (Chandler, 1995)

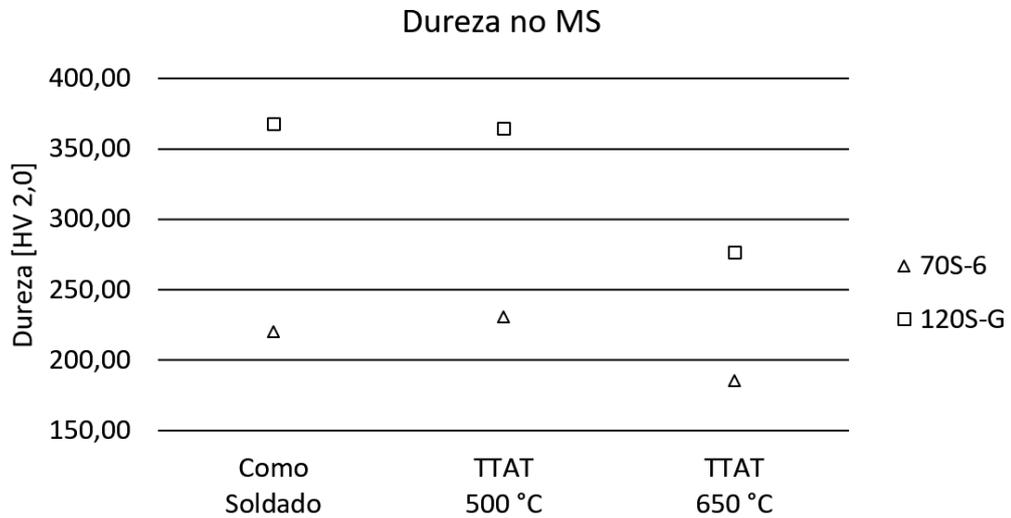


Figura 41: Dureza no MS para os CP's soldados a topo

Com base nos valores obtidos de dureza e percentual de fratura frágil, o TTAT que se mostrou mais efetivo restaurando a resistência ao impacto da junta soldada foi aquele executado à 650 °C. Apontando nesta direção, também, tem-se o fato de que 2 CP's, cada um com consumível distinto, tratado nesta temperatura, não fraturou totalmente no ensaio, sendo necessária sua ruptura em bancada para as medições de área. Como pode ser observado na Figura 42, o rompimento final do CP necessitou ser feito em bancada, porém mais de 95% da área da seção transversal já havia sido rompido, não havendo assim influencia sobre os percentuais de fratura frágil.

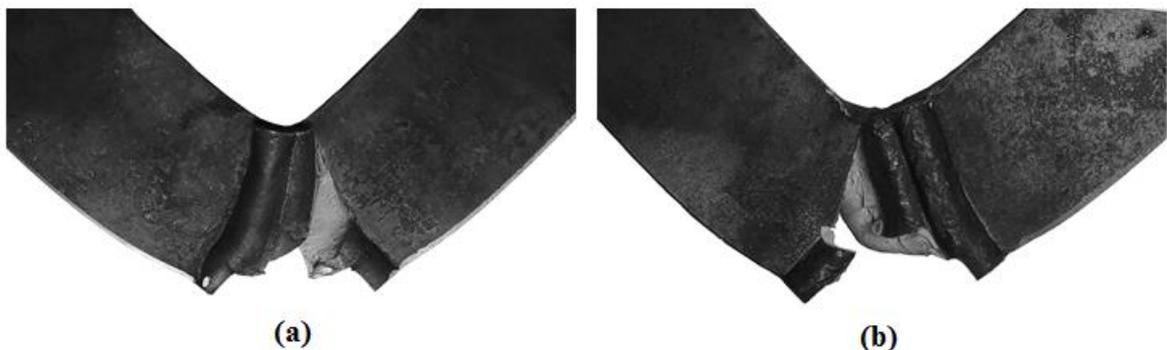


Figura 42: CP's não fraturados completamente, que foram submetidos ao TTAT à 650 °C: (a) ER70S-6 e (b) ER120S-G

Os micromecanismos de fratura identificados e mostrados foram:

- Fratura por Clivagem: Compreende a separação de planos cristalinos, com pouca deformação, com aspecto característico, conforme pode ser visto na Figura 43(a). Este fenômeno é incentivado pelo aumento do teor de carbono, pela presença de entalhes, pelo aumento da taxa de carregamento, pelo aumento do tamanho de grão e pela diminuição da temperatura de trabalho. O aspecto é de "conchas", com facetas lisas de fratura. Facetas de clivagem com "rios" característicos que indicam o sentido local de propagação da trinca, as marcas convergem no sentido de propagação da trinca. (Broek, 1989)

- Coalescimento de Microcavidades: Acompanhando os vários estágios em um ensaio de tração tem-se que após a máxima carga (região limite com deformação uniforme), haverá o início de deformação localizada com a formação de estrição em uma região qualquer da área útil do corpo de prova. Uma vez que o material apresenta boa ductilidade inicialmente haverá um descolamento das inclusões (ou partículas de segunda fase) com respeito a matriz metálica (Hertzberg, 1995). Este descolamento dará, então, lugar a cavidades envolvendo as inclusões. O crescimento e união destas microcavidades (coalescimento de microcavidades) é que acarretará a ruptura do corpo. A fratura é toda ela controlada por deformação. A Figura 43(b) apresenta o aspecto de uma fratura por coalescimento de microcavidades. (Broek, 1989)

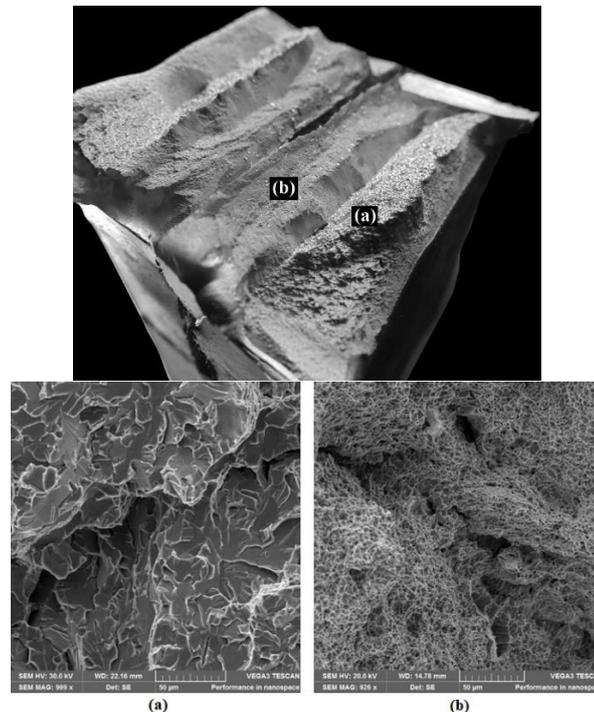


Figura 43: Aparência e fractografia de um CP soldado com consumível ER70S-6 na condição como soldado – (a) aspecto de uma fratura frágil e (b) fratura dúctil

4.2 JUNTAS SOLDADAS DE FILETE

Inicialmente foram ensaiados 02 CP's com 02 consumíveis distintos para cada condição mostrada na Figura 44, realizando um total de 16 vigas "curtas", com comprimento de 420 mm.

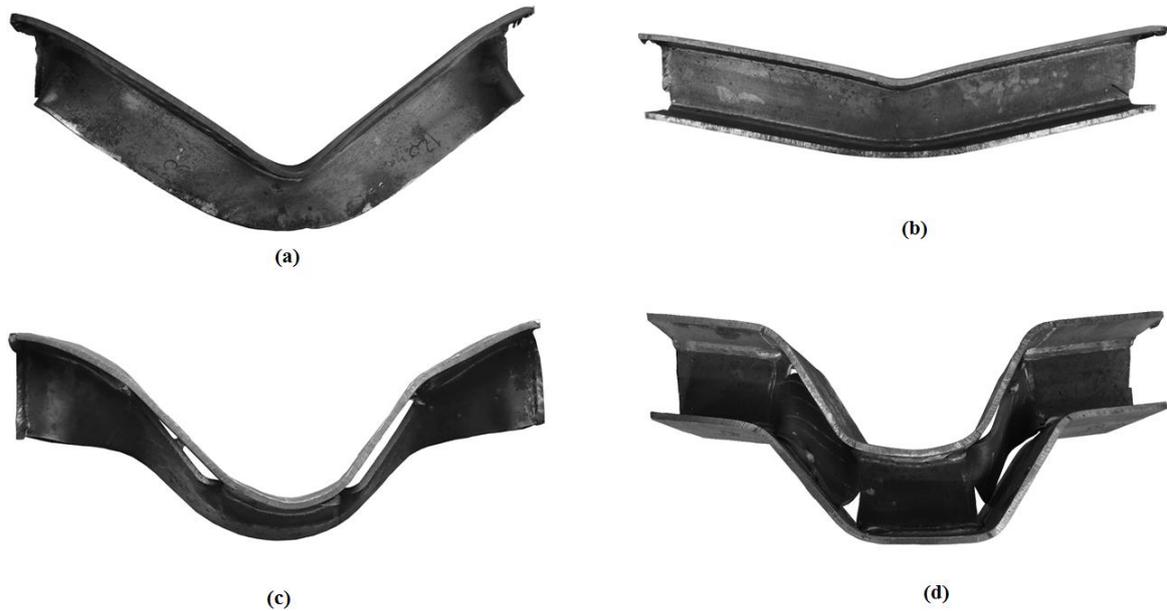


Figura 44: Vigas curtas ensaiadas: (a) e (c): Perfil "T", solda contínua e intermitente, (b) e (d): Perfil "I", solda contínua e intermitente, respectivamente

Posteriormente foram realizados os ensaios nas condições "a" e "b" da Figura 44, porém com comprimento de 1000 mm (vigas "longas") e somente 1 consumível (anteriormente foram 420 mm de comprimento e 2 consumíveis), realizando um total de 4 CP's. (Figura 45)

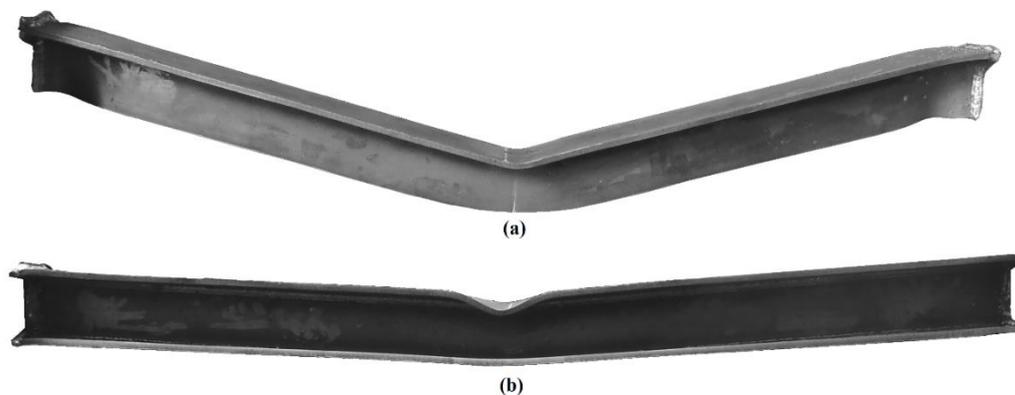
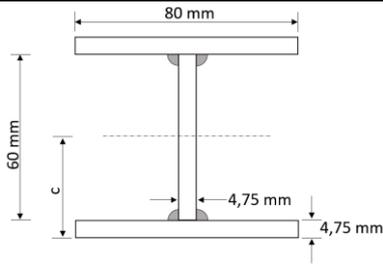
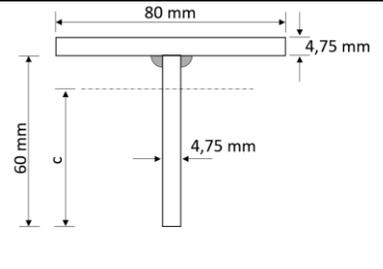
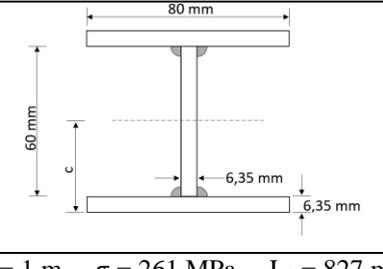
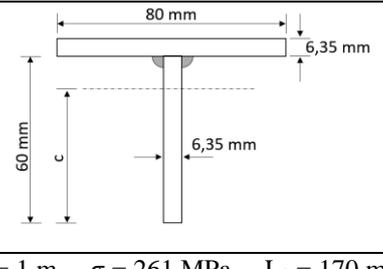


Figura 45: Vigas "longas" ensaiadas: (a) perfil "T" e (b) perfil "I"

4.2.1 Propriedades geométricas das seções adotadas e comprimento mínimo

Na Tabela 13 são mostradas as propriedades geométricas das seções adotadas. Estes valores foram utilizados para cálculo teórico do momento plástico (M_p) e conseqüente valor teórico da deflexão (w_f), através da equação (26).

Tabela 13: Propriedades geométricas da seção

	
$L = 0,42 \text{ m}$ $\sigma = 280 \text{ MPa}$ $L_0 = 606 \text{ mm}$	$L = 0,42 \text{ m}$ $\sigma = 280 \text{ MPa}$ $L_0 = 167 \text{ mm}$
$A = 1.045 \text{ mm}^2$	$A = 665 \text{ mm}^2$
$Y_c = 34,75 \text{ mm}$	$Y_c = 16,25 \text{ mm}$
$I_x = 883.515,83 \text{ mm}^4$	$I_x = 256.911,667 \text{ mm}^4$
$Z_x = 28.880 \text{ mm}^3$	$Z_x = 9.424,297 \text{ mm}^3$
Eixo Neutro Plástico: Y_c	Eixo Neutro Plástico: 4,16 mm (do topo)
$SF_x = 1,136$	$SF_x = 1,779$
$M_p = 8,0864 \text{ kN.m}$	$M_p = 2,639 \text{ kN.m}$
$W_c = 154 \text{ kN}$	$W_c = 50,27 \text{ kN}$
	
$L = 1 \text{ m}$ $\sigma = 261 \text{ MPa}$ $L_0 = 827 \text{ mm}$	$L = 1 \text{ m}$ $\sigma = 261 \text{ MPa}$ $L_0 = 170 \text{ mm}$
$A = 1.397 \text{ mm}^2$	$A = 889 \text{ mm}^2$
$Y_c = 36,35 \text{ mm}$	$Y_c = 17,39 \text{ mm}$
$I_x = 1.235.903,887 \text{ mm}^4$	$I_x = 355.370,4 \text{ mm}^4$
$Z_x = 39.420,8 \text{ mm}^3$	$Z_x = 12.992,497 \text{ mm}^3$
Eixo Neutro Plástico: Y_c	Eixo Neutro Plástico: 5,56 mm (do topo)
$SF_x = 1,159$	$SF_x = 1,79$
$M_p = 10,29 \text{ kN.m}$	$M_p = 3,39 \text{ kN.m}$
$W_c = 82,32 \text{ kN}$	$W_c = 27,12 \text{ kN}$

O comprimento crítico (L_0) das vigas também foi calculado em função da Equação 23. Assim quando $L > L_0$ esforços dominantes por tensões normais. Se $L < L_0$ então as tensões dominantes são oriundas do cisalhamento (onde L é o comprimento da viga). Este comportamento foi verificado para os perfis I, e é apresentado no capítulo 5.2.4

4.2.2. Deflexão das vigas

As deflexões mensuradas estão demonstradas na Figura 46 (a) e (b). Os valores calculados são os valores teóricos previstos a partir da equação 26. Um comportamento interessante é que não houve aumento de resistência da viga (ou seja, menor deflexão) em função do consumível de maior resistência. Um fator colaborou para o aumento das deflexões foi o emprego de soldas intermitentes. Este fato deve-se às vigas com solda intermitente não terem mantido sua rigidez, assim as regiões sem solda apresentaram grande escoamento, causando colapso local da viga. Ainda, conforme pode ser visto na Figura 46 (a) – vigas curtas, filete contínuo, perfil T – a maior deflexão dos perfis CP2 (consumível ER70S-6) e CP1 (consumível ER120S-G) se deve ao fato da ruptura da alma do perfil.

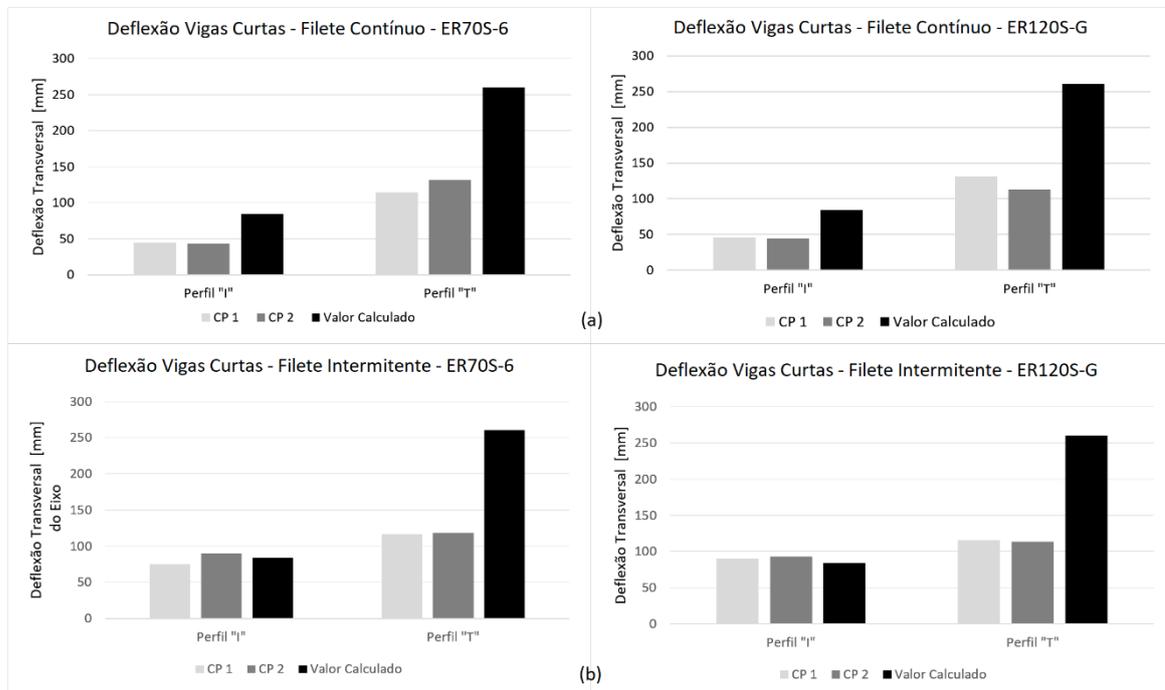


Figura 46: Deflexão medida nas vigas "curtas": (a) filete contínuo, (b) filete intermitente

Um fato que justifica a grande diferença entre valores previstos (teóricos) e valores obtidos experimentalmente, na deflexão, deve-se ao fato que a equação (26), utilizada na

previsão teórica, não possui condições de contorno limitando a deflexão e deformação máxima em um perfil. Assim, quanto maior a energia do martelo de queda e menor o momento plástico da seção, maior será a deflexão prevista – sendo este valor realista ou não.

Não se detectou efeito concentrador de tensões no início / término de cada cordão de solda (no caso das soldas intermitentes), suficiente para causar a ruptura do cordão de solda. Todas as soldas dos perfis (vigas curtas), após ensaio, foram submetidas ao ensaio de Líquido Penetrante e nenhuma descontinuidade foi encontrada nos cordões de solda (Figura 47 (a) e (b)).

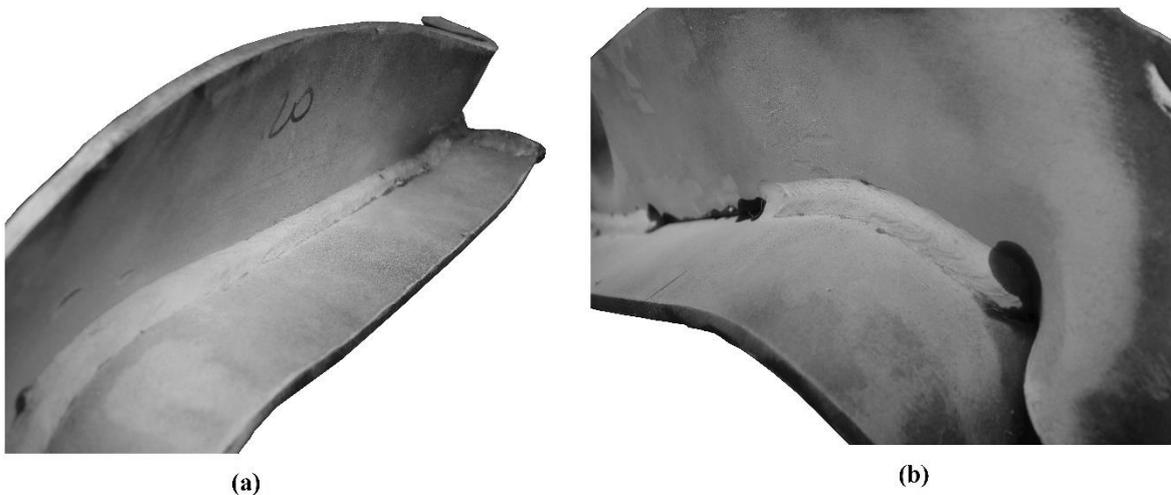


Figura 47: Ensaio de LP nos cordões de solda do perfil "T": (a) contínuo, (b) intermitente

Como não ocorreram descontinuidades visíveis na solda, nem com a realização do ensaio de LP, optou-se por construir o próximo conjunto de vigas longas variando-se apenas o comprimento, sendo mantido apenas um consumível e com solda contínua.

As deflexões das vigas longas são mostradas na Figura 48. Houve ruptura na alma do perfil "T", CP2, fato que também explica sua maior deflexão. Pode-se inferir que isto ocorreu devido à deformação excessiva, além do fato de não haver nenhum elemento que estabilize a parte inferior da alma do perfil "T".

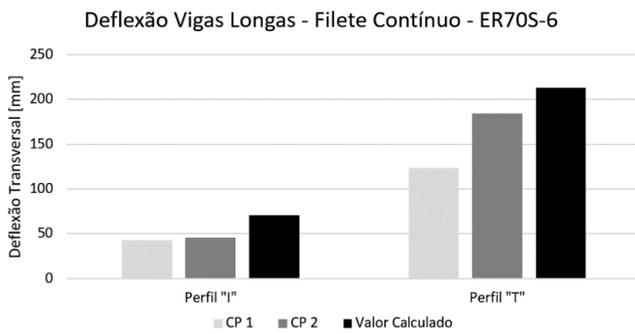


Figura 48: Deflexão nas vigas "longas" (esq.) e ruptura da alma do perfil "T" CP2 (dir.)

4.2.3. Dureza no MS

A dureza no MS foi realizada conforme Figura 37 (b). Os valores obtidos para o consumível ER70S-6 são mostrados na Figura 49 (a) e (b). Inicialmente observa-se uma menor dureza na condição como soldado, para o cordão intermitente quando comparado com o contínuo. Tal fato atribui-se à maior energia de soldagem utilizada, contribuindo para uma menor taxa de resfriamento (Machado (2000), Kou (2002)) e consequente redução de dureza no MS.

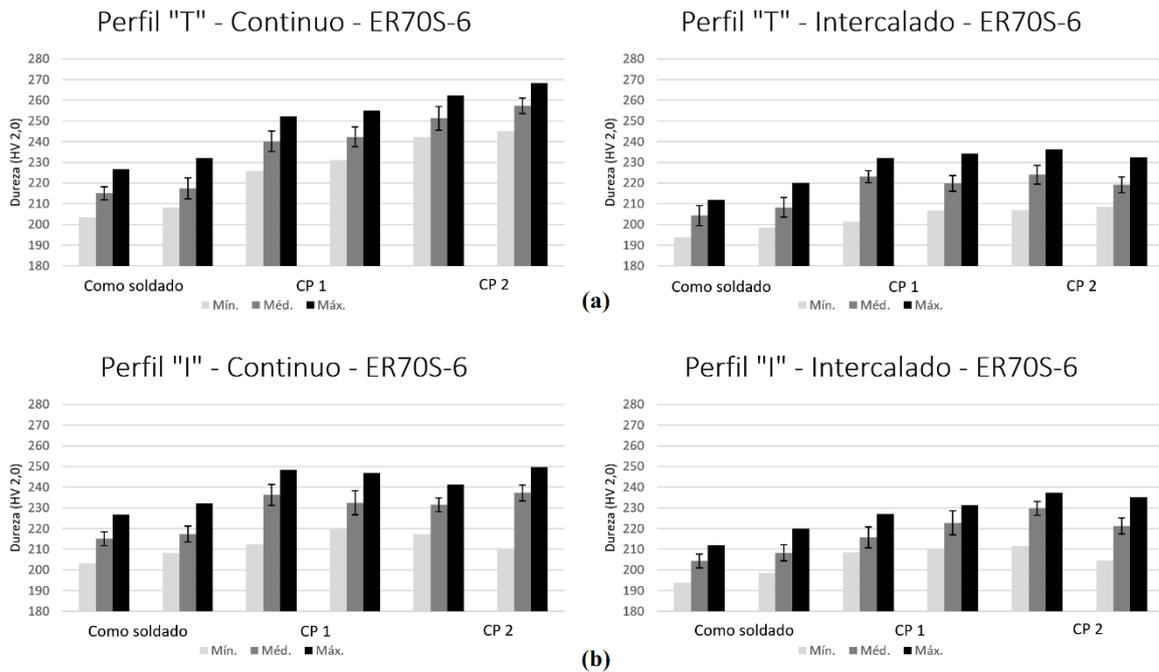


Figura 49: Dureza no MS para o consumível ER70S-6: (a) Perfil "T", (b) Perfil "I"

Ainda cabe salientar, que aumentos relativos de dureza foram menores nas vigas com solda intermitente, fato atribuído ao colapso do MB (região não soldada), implicando em menor deformação localizada no cordão de solda. Assim as maiores deformações no cordão de solda foram: Perfil “T” contínuo, Perfil “I” contínuo, Perfil “T” intermitente e perfil “I” intermitente, refletindo nos valores de dureza obtidos.

Assim, observa-se que a disposição dos cordões de solda intermitente influenciam mais na dureza do MS após o ensaio que a geometria do perfil.

Comportamento semelhante pode ser observado para as vigas soldadas com o consumível ER120S-G (Figura 50).

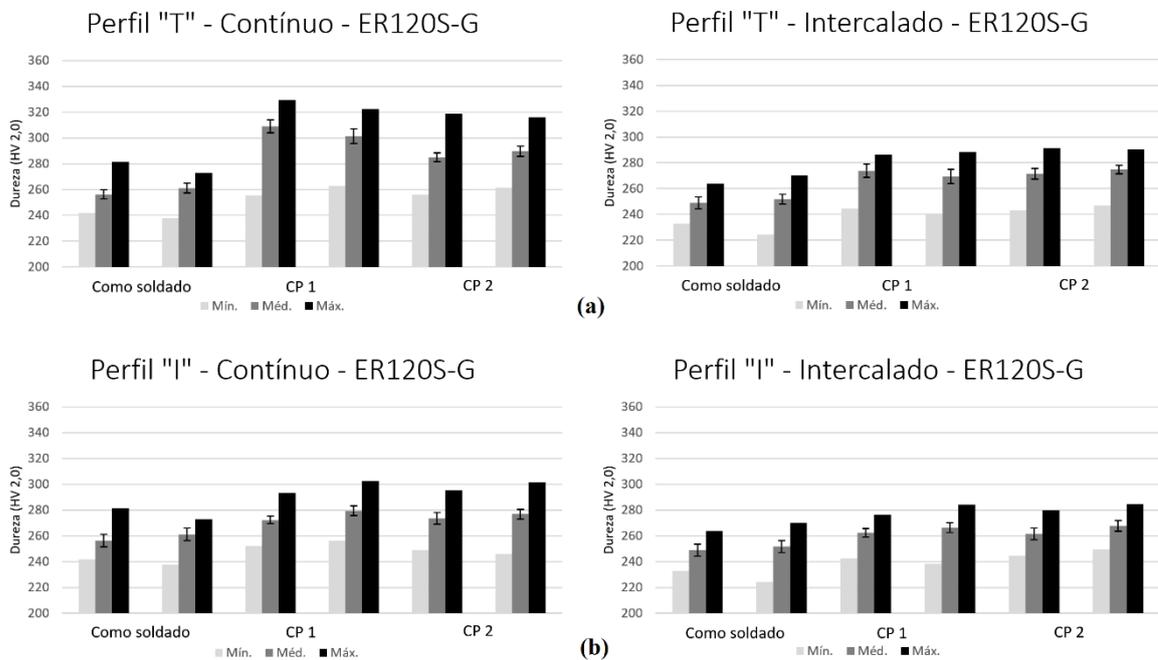


Figura 50: Dureza no MS para consumível ER120S-G: (a) Perfil "T", (b) Perfil "I"

Para as vigas longas, os resultados são mostrados na Figura 51. Observa-se que devido à maior deflexão dos perfis “T”, foram obtidos também os maiores valores de dureza. Conforme comentado no capítulo de deflexões, houve ruptura da alma do CP 2 do Perfil T, fato que contribuiu para maior deflexão e maior dureza. Alcançando maiores valores de dureza, o perfil “T” teve valores superiores à das vigas I de 420 mm de comprimento, apesar da deflexão semelhante. Pode-se inferir que mesmo com uma seção resistente maior, foi submetido a um momento fletor maior ($M = P.L/8$).

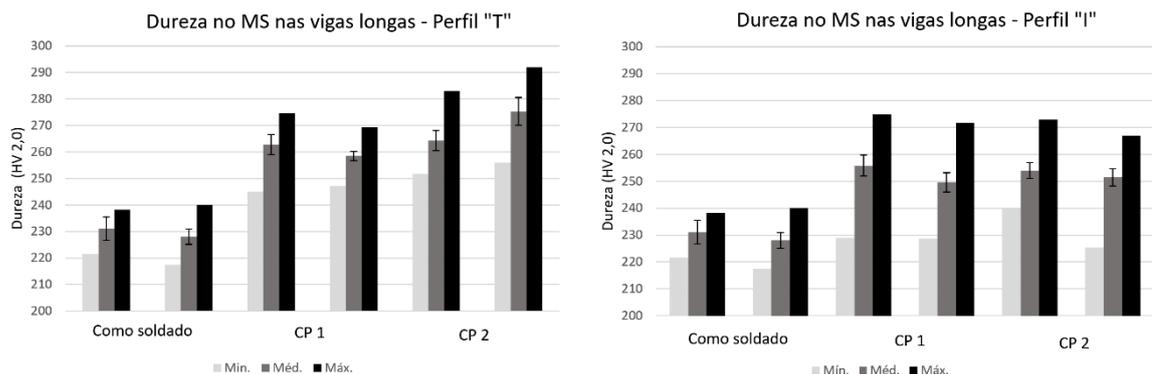


Figura 51: Dureza no MS - Vigas Longas

4.2.4 Dureza na alma da viga

Inicialmente foram realizadas verificações de durezas nas vigas longas, perfil “T” e perfil “I”. Os valores obtidos são mostrados na Figura 52. Tais resultados são compatíveis com as deflexões mostradas na Figura 48, indicando que maior deflexão implicou em maior dureza, devido ao trabalho a frio a que foi submetida a alma.

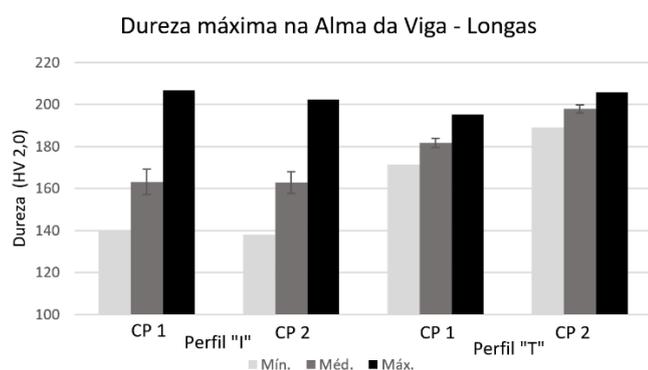


Figura 52: Dureza na Alma da Viga - Vigas Longas

Um comportamento que pôde ser verificado, nas vigas I, consiste na distribuição das durezas no sentido transversal da alma, mostrado na Figura 53. Este comportamento, assemelha-se à distribuição de tensões máximas, mostrada na Figura 10.

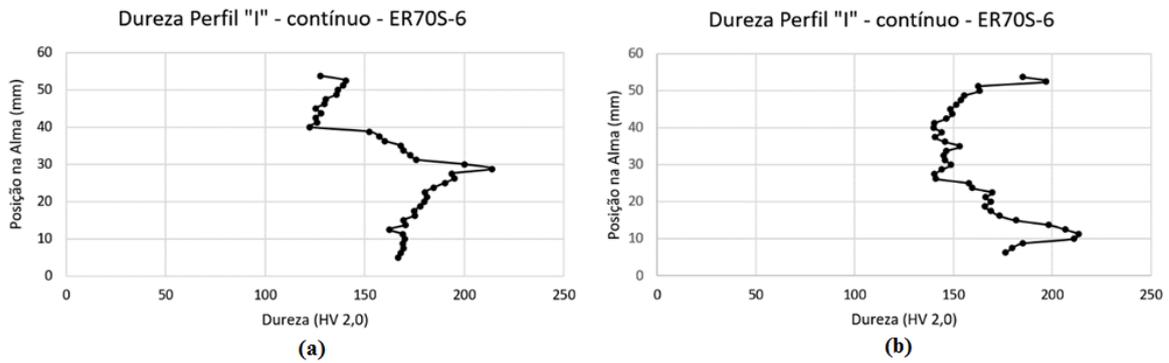


Figura 53: Perfil de Durezas nos perfis "I": (a) viga curta ; (b) viga longa

Este comportamento foi verificado somente nos perfis “I”, solda contínua. Nos perfis “T” não foi verificado este comportamento, atribuindo-se dois fatores: a) a deformação da alma – e consequente deflexão e valores de dureza - nos perfis “T” foi superior à dos perfis “I” ; b) o comprimento crítico (L_0) – abaixo do qual os esforços dominantes são dominados por tensões cisalhantes, não foi atingido (para o perfil I, este comprimento é de aproximadamente 600 mm, enquanto para o perfil T, este comprimento é de aproximadamente, 170 mm).

Valores de dureza maiores, quando obtidos por trabalho a frio, refletem uma maior resistência mecânica às custas de redução no alongamento, isto é, o ponto onde ocorre o escoamento do material é deslocado em direção ao ponto onde ocorre o limite de resistência (Machado, 2013). Esta redução na capacidade de deformação, quando aplicada à alma de uma viga, pode resultar em uma ruptura súbita, ocasionando o colapso da viga. A adoção de aços com uma maior relação tensão de escoamento / limite de resistência permite maiores quantidades de deformação antes que ocorra alguma instabilidade, permitindo assim que alguma falha ou descontinuidade ocorra, devido à maior ductilidade.

Nas Figura 54 e 55 são mostradas as durezas obtidas na alma das vigas curtas, para os consumíveis ER70S-6 e ER120S-G, respectivamente.

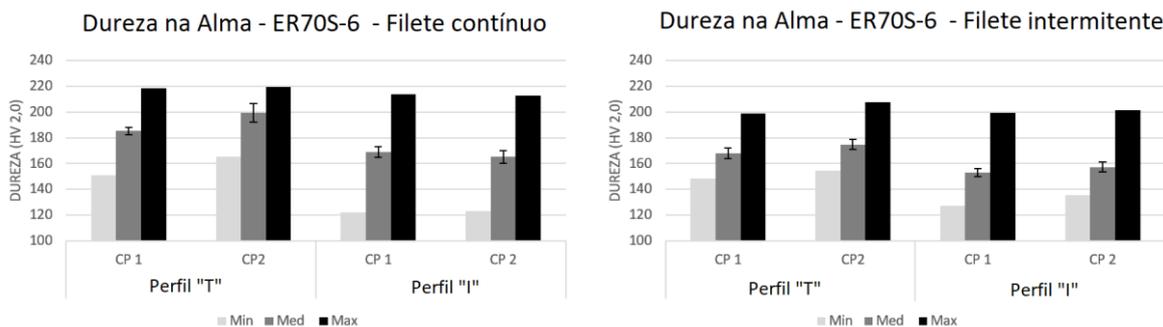


Figura 54: Dureza na alma, vigas curtas, ER70S-6, solda contínua (esq.) e intermitente (dir.)

Observa-se que os valores de dureza obtidos, acompanham a deflexão das vigas na condição de filete contínuo. Para os perfis soldados com filete intermitente, a maior deflexão se deve ao escoamento do metal base na região não-soldada, ocorrendo menor deformação na região soldada. Assim, os valores de dureza para os perfis soldados intermitente, são menores que os valores para os perfis soldados com filete contínuo, apesar da maior deflexão. Assim, a variação de dureza na alma (média), entre os perfis T e I, solda intermitente, consumível ER70S-6 foi de 10%, enquanto que para o consumível ER120S-G foi de 2%, mostrando pouca variação no caso das vigas construídas com filetes intermitentes.

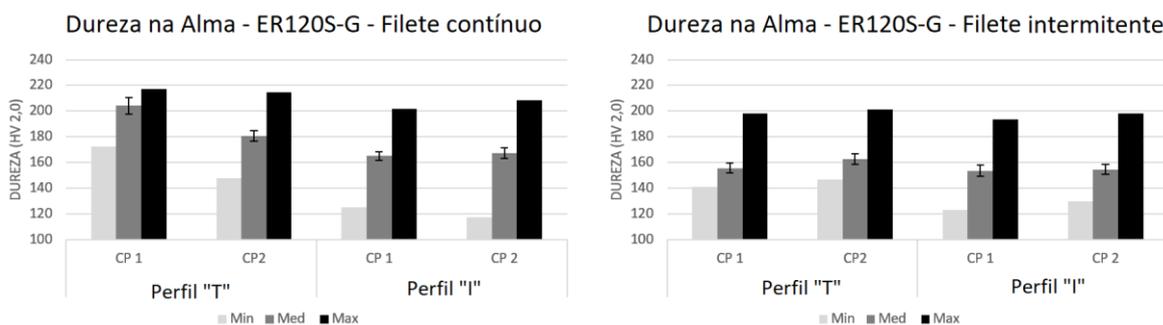


Figura 55: Dureza na alma, vigas curtas, ER120S-G, solda contínua (esq.) e intermitente (dir)

Não foi observada diferença significativa na deflexão e dureza na alma das vigas para os consumíveis utilizados (ER70S-6 e ER120S-G) – para uma mesma condição de solda, filete contínuo ou filete intermitente.

Uma causa provável para o comportamento observados nas vigas “T”, de acordo com a abordagem de Blodgett (1963), sugere que para carregamentos dinâmicos, não se busca somente um maior “I” (momento de inércia) e sim um maior valor à razão I/c^2 (onde c é a

distância máxima da linha neutra até a fibra mais externa do material). Um fato interessante ocorre aqui, pois normalmente um maior momento de inércia decorre de seções mais “altas” (partindo-se do $b.h^3/12$, e aplicando-se à geometria em questão...) Porém neste caso, “I” e “c” são propriedades concorrentes, onde “c” tem seu efeito à segunda potência. Assim, uma breve substituição de valores permite listar os valores I/c^2 mostrados na Tabela 13.

Tabela 14: Razão I/c^2 para os perfis ensaiados

	Perfil “T” 4,75 mm	Perfil “T” 6,35 mm	Perfil “I” 4,75 mm	Perfil “I” 6,35 mm
Razão I/c^2 [mm ²]	108,5	148,2	731,7	935,3

Com base nos valores mostrados na Tabela 13, pode-se inferir que o perfil “T” possui menor resistência à carregamentos estáticos e dinâmicos (respectivamente menor momento de inércia e menor I/c^2).

Ainda, observou-se em todos os perfis “T”, pronunciada flambagem local junto aos engastes, devido à menor rigidez na seção inferior da viga (Figura 56). Tal fato não se verificou nos perfis “I”. Uma vez iniciado o mecanismo de flambagem na alma, a viga não mais responde por sua rigidez inicial, devido à instabilidade presente.



Figura 56: Flambagem localizada da alma do perfil "T"

5. CONCLUSÕES

Através dos resultados e discussões apresentados neste trabalho podem ser retiradas as seguintes conclusões:

- (1) Para o aço estudado (ASTM A-36), devido à sua grande ductilidade, se faz necessário um entalhe que garanta um concentrador de tensões mínimo para propagar a fratura no material, não sendo observada diferença significativa nos percentuais de fratura frágil para uma mesma condição.
- (2) O TTAT realizado a 500 °C não se mostrou eficaz, de fato causando uma deterioração nas propriedades mecânicas da junta soldada, como aumento da dureza e aumento da área de fratura frágil. Apesar de ser uma temperatura permitida, por exemplo pela AWS D1.1 (2015), deve-se ter em mente que submeter um aço à esta faixa de temperatura e que possua composição química suscetível, invariavelmente resultará em fragilização ao revenido.
- (3) A adoção de consumível com maior resistência mecânica (ER120S-G) não demonstrou efeitos que comprovasse maior resistência estrutural dos perfis soldados, e embora as juntas soldadas com este consumível apresentasse durezas máximas 30 a 40% superiores àquelas soldadas com ER70S-6, não apresentaram comportamento frágil, demonstrando excelentes propriedades – alto alongamento e ductilidade, aliado à dureza superior - na condição como soldado.
- (4) Não se verificou efeito concentrador de tensões suficientes para ocasionar descontinuidades nas soldas de filete intermitente, na região de início / término do cordão de solda. Os valores de dureza mostram que a região central destes perfis, apesar de terem sofrido maior deflexão global, sofreram a menor deformação localizada. Houve uma melhor distribuição de deformação nos CP's com solda contínua.
- (5) Para os parâmetros empregados no martelo de queda ($V_0 = 6,7$ m/s, $M = 267$ kg e consequentemente Energia $\approx 5,5$ kJ), o perfil “T” demonstrou não ter resistência suficiente, rompendo a alma em 02 CP's. Aliado a um menor momento de inércia, menor razão I/c^2 , soma-se o mecanismo de flambagem junto aos suportes, fazendo com que o perfil entre em colapso uma vez que essa instabilidade ocorra. Assim torna-se pouco recomendável a adoção deste tipo de geometria onde existe a possibilidade de grandes deformações.

- (6) Notou-se a distribuição dos valores de dureza na alma dos perfis I “curto” e “longo”, ficando evidente o domínio de tensões por cisalhamento nas vigas curtas e por tensões normais para as vigas longas.

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Instrumentar o martelo de queda, de modo a obter leituras mais imediatas a cada ensaio (inicialmente medindo-se a velocidade) e diminuir a dispersão de resultados;

Variar a massa do martelo de queda em conjunto com diferentes alturas, de modo a se obter diferentes velocidades de impacto com a mesma energia, a fim de analisar os efeitos da taxa de deformação;

Construção de perfis onde “I” (momento de inércia) e “ I/c^2 ” sejam avaliados de forma independente;

Acompanhar os ensaios com simulação numérica, visando validação dos resultados;

Análise mais profunda da estrutura metalúrgica, de modo a entender as transformações ocorridas na microestrutura do membro ensaiado.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. **AISC 360-05**: Specifications for Structural Steel Building. Chicago, 2005.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM A36/A36M-14**: Standard Specification for Carbon Structural Steel, West Conshohocken, 2014.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E3-11**: Standard Guide for Preparation of Metallographic Specimens. West Conshohocken, 2011.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E92-16**: Standard Test Methods for Vickers Hardness and Knoop Hardness of Metallic Materials. West Conshohocken, 2016.

AMERICAN WELDING SOCIETY. **AWS D1.1-15**: Structural Welding Code – Steel. Miami, 2015.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR ISO 6892**: Materiais metálicos: ensaio de tração à temperatura ambiente. Rio de Janeiro, 2002.

BEER, F. P.; JOHNSTON JR, R. **Resistência dos materiais**. 3º Ed. São Paulo: Pearson Makron Books, 1995.

BLODGETT, O. W. **Design of weldments**. 1ª Ed. Cleveland: The James F. Lincoln Arc Welding Foundation, 1963.

BLODGETT, O. W. e MILLER, D. K. **Basic Principles of Shock Loading**. Handbook of Structural Engineering, Ed Chen Wai Fa. Boca Raton: CRC Press LLC, 1999.

BRANCO, C. M.; FERNANDES, A. A. e CASTRO P. M. S. T., **Fadiga de Estruturas Soldadas**. 2ª Ed. Lisboa: Fundação Calouste Gulbekian, 1999.

BROEK, D., **The Practical Use of Fracture Mechanics**. 1ª Ed. Londres: Kluwer Academic Publishers, 1989.

BRUSCATTO, R. M. Embrittlement factors for estimating temper embrittlement in 2.25Cr:1Mo, 3.5Ni-1.75Cr-0.5Mo-0.1V and 3.5Ni steels. In: **ASTM CONFERENCE**, Miami, 1987

BRITISH STEEL INSTITUTE. **BS 5400-3:2000**: Steel, concrete and composite bridges. Code of practice for design of steel bridges. Londres, 2003.

BUDYNAS R.G e NISBETT J. K. **Shigley's Mechanical Engineering Design**. 9^o edição. Nova York: Mc-Graw Hill, 2011.

CALLISTER, W. D., **Materials science and engineering: an introduction**. 8^a Ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2009.

CHANDLER, H. **Heat Treater's Guide – Practices and procedures for irons and steels**. 2^a Ed. ASM International: Materials Park, 1995

DIETER, G. E. **Metalurgia Mecânica**, 2a edição, Rio de Janeiro: Guanabara Koogan, 1981.

EIBER R.J. et al. **Significance of the Drop-Weight Tear Test and Charpy V-notch Impact Test Results**. **Impact Testing of Metals**, ASTM STP 466, American Society for Testing and Materials, 1970, pág. 181 à 191.

GERE, J. M; GOODNO, B. J. **Mechanics of materials**. 7^o Ed. Canada: Cengage Learning, 2008.

GHALI, A; NEVILLE, A. **Structural Analysis**. 4^o Ed. Nova Iorque: E & FN Spon, 1998.

GIONCU, V. **Framed structures. Ductility and seismic response General Report**. Journal of Constructional Steel Research, 55 (2000) 125–154, Julho/2000

HERTZBERG, R., **Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials**. 3^a ed. Nova Iorque: Wiley & Sons, 1989.

HIGGINS, T. R. and PREECE, F. R. Proposed Working Stresses for Fillet Welds in Building Construction. **Welding Journal** 15(10): 429s-432s, Outubro 1968.

JOHNSTON W. G. e STEIN D. F. Stress dependence of dislocation velocity inferred from strain rate sensitivity. **Acta Metallurgica**, vol. 11, n. 4, pp. 317-318, Abril, 1963.

JONES, N. **Structural Impact**. 2a. Ed. Nova York: Cambridge Press, 2012

KOU S. **Welding Metallurgy**. 2ª ed., Nova Iorque: John Wiley & Sons, 2003.

MACHADO, I. G. **Falhas de Estruturas de Aço Soldadas Devido a Reduzida Ductilidade**. Soldagem & Inspeção, 18(4): 391-403, Out/Dez 2013.

MACHADO, I. G. **Novos Paradigmas para Especificação de Juntas Soldadas**. Soldagem & Inspeção, 17(3): 278-288, Jul/Set 2012.

MACHADO, I.G. **Condução do Calor na Soldagem: Fundamentos & Aplicações**. 1.ed. Porto Alegre: Imprensa Livre Editora LTDA, 2000. 119 p.

MANJOINE, M.J., The influence of rate of strain and temperature on yield stresses of mild steel. **Journal of Applied Mechanics**. Vol 2, n. 66, A211-A218, 1944.

MATTHEWS, W. T. The Role of Impact Testing in Characterizing the Toughness of Materials. **Impact Testing of Metals**, ASTM STP 466, West Conshohocken: American Society for Testing and Materials, pp. 3-20, 1970.

MILLER, D. K. **Welding of steel bridges: Highway structures design handbook**. 1ª Ed. Cleveland: The Lincoln Electric Company, 1994.

NADAI, A. **Theory of flow and fracture os Solids**. 1ª Ed. Nova Iorque: Mc-Graw-Hill, 1950.

PARKER, A. P., **The Mechanics of Fracture and Fatigue: an introduction**. Londres: E & FN Spon, 1983.

PILKEY, W. e PILKEY, D. **Peterson's stress concentration factors**, 3a. ed, Hoboken: John Wiley & Sons, 2008

STROHAECKER, T. R. **Mecânica da Fratura**. Porto Alegre, RS: UFRGS, 2010. 104p. Apostila de Aula. Impresso.

SZULADZINSKI, G. **Formulas for mechanical and structural shock and impact**. Boca Raton: CRC Press, 2010.

THE WELDING INSTITUTE. Job Knowledge 114. **Heat Treatment of welded joints**. TWI Ltd, Cambridge. Disponível em < <http://www.twi-global.com/technical-knowledge/job-knowledge/heat-treatment-of-welded-joints-part-1-114/> > Acesso em 15/01/17

Welding Handbook, Ninth Edition, Volume 2, **WELDING PROCESSES**, PART 1, American Welding Society, 550 N.W. LeJeune Road, Miami, FL 33126, 2011

Young, W. C., Budynas, R. G. **Roark's Formulas for Stress and Strain**. 7^a Ed. Nova Iorque: McGraw-Hill, 2002. 854 p.

ZENER, C. e HOLOMONN, J. H. Effect of Strain Rate Upon Plastic Flow of Steel. **Journal of Applied Physics**, vol. 15, pp. 22-32, 1944.