

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

CONJUNTOS SOLDADOS COM JUNTAS DE FILETE SUBMETIDOS A  
CARGAS DE TORÇÃO QUASE ESTÁTICA E DE IMPACTO  
ESTRUTURAL “NO PLANO”

ANDERSON DAL MOLIN

Porto Alegre  
2020

ANDERSON DAL MOLIN

CONJUNTOS SOLDADOS COM JUNTAS DE FILETE SUBMETIDOS A  
CARGAS DE TORÇÃO QUASE ESTÁTICA E DE IMPACTO  
ESTRUTURAL “NO PLANO”

Tese apresentada ao programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M, como requisito parcial para a obtenção do título de Doutor em Engenharia.

Área de concentração: Processos de Fabricação

Porto Alegre  
2020

Esta tese foi julgada adequada para obtenção do título de Doutor 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. Genaro Marcial Mamani Gilapa (UTFPR-LO)

---

Prof. Dr. Roger Navarro Verástegui (UTFPR-PG)

---

Prof. Dr. Arnaldo Ruben Gonzalez (UFRGS/PROMECC)

---

Professor Dr. Afonso Reguly  
Coordenador do PPGE3M

## AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Ivan Guerra Machado, pela orientação e irrestrita confiança depositada durante a realização deste trabalho.

À Universidade Federal de Santa Maria pelo apoio no desenvolvimento desta pesquisa.

Aos professores do LS&TC: Prof. Dr. José Antônio Esmério Mazzaferro, Prof. Dr. Arnaldo Ruben Gonzalez e Profa. Dr<sup>a</sup>. Cintia Cristiane Petry Mazzaferro.

Aos colegas do LS&TC, e em especial à Alexandre Urbano Hoffmann, Marco Kulmann, João Batista Jinger, Rafael Luciano Dalcin, Luis Gustavo de Andrade, William Hackenhaar e Paulo Cezar Adamczuk.

Aos técnicos do LS&TC Luiz Henrique Machado Zaniratti e Rafael Neponuceno, pela amizade e auxílios técnicos prestados.

À minha tia Bernadete Dal Molin, por abrir as portas de sua casa e me receber sem ressalvas.

Aos meus filhos Gabriel e Vitória, por completarem a minha existência.

Em especial a minha esposa Ana Paula Barrozo Stefano Dal Molin, minha pequena cheia de graça, pelo apoio incondicional, principalmente nos tempos mais difíceis. Obrigado por fazer parte de minha vida!

À minha família e aos amigos.

Se eu vi mais longe,  
foi por estar sobre ombros de gigantes.

Sir Isaac Newton

## RESUMO

Quando um conjunto soldado fabricado com juntas de filete sofre torção, principalmente neste caso é consideravelmente amplificada a suscetibilidade à fragilização local, pois estas conexões são inerentemente grandes concentradores de tensão. Isto pode resultar em instabilidades globais e/ou localizadas numa estrutura. O objetivo principal deste trabalho constituiu-se na análise da influência de carregamentos torcionais, no plano, quase estáticos e dinâmicos de impacto estrutural, utilizando consumíveis que depositam metais de solda com grande diferença de resistência à tração e ductilidade em conjuntos soldados em filete por MAG (GMAW). Para melhor entender este assunto dois tipos de conjuntos soldados foram fabricados como uma “viga” em balanço e mantendo-se as soldas com acabamento original. Um conjunto soldado foi construído com dois cordões de solda transversais à direção do carregamento (“T”) e o outro com as soldas em “C”, tendo além destes dois cordões de solda, mais um paralelo à direção do carregamento, conectando-os. Entre os principais resultados, destaca-se a influencia que o pré-aquecimento exerceu sobre o conjunto soldado com o eletrodo AWS ER120S-G, reduzindo a dureza da junta soldada em cerca de 13 % com relação àquele soldado na temperatura ambiente. Aparentemente este pré-aquecimento tornou o conjunto soldado estruturalmente mais dúctil, empregando o mesmo consumível com pré-aquecimento, no caso de carregamentos quase-estático e considerando a configuração de soldas em “C”, este passou a suportar cerca de 11% mais carga. O pré-aquecimento utilizado também exerceu influência na resistência ao carregamento de impacto resultando num aumento da resistência dos conjuntos soldados com pré-aquecimento em cerca de aproximadamente 7%.

**Palavras chave:** Soldagem; Cargas torcionais; Resistência mecânica; Cargas quase estáticas e dinâmicas.

## ABSTRACT

*When a weldment made with fillet joints suffers torsion, mainly in this case it is considerably amplified the local brittleness susceptibility, as these connections inherently are big stress concentrators. This can result in global and/or localized instabilities at a structure. The main objective of this work was to analyze the influence of torsional loads, in the plane, almost static and dynamic of structural impact, using consumables that deposit weld metals with great difference in tensile strength and ductility in sets welded in fillets by MAG (GMAW). So, two kinds of weldments were made with one of the members in balance (like a “beam” in balance) and keeping welds with original finish. One weldment was made with two weld beads transverse to the loading direction (“T”) and the other with welds forming like a “C”, having beyond those two weld beads, another parallel to the loading direction, connecting them. Then, these weldments were submitted to “in plane” quasi-static and structural impact torsional loads. Among the main results, it highlights the influence that the preheating exerted on the weldment with the AWS ER120S-G electrode, reducing the hardness of the welded joint by about 13% in relation to that welded at room temperature. Apparently, this preheating made the welded assembly structurally more ductile, employing the same consumable with preheating, in the case of quasi-static loads and considering the “C” weld configuration, it now supports about 11% more load. The preheating used also influenced the resistance to impact loading resulting in an increase in the resistance of welded assemblies with preheating by about 7%.*

**Key-words:** *Welding; Torsional loads; Mechanical strength; Quasi static and dynamic loads.*

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1: Comportamento da tensão de cisalhamento ao longo de uma seção transversal .....	16
Figura 2: Transmissão de ondas de tensão .....	18
Figura 3: Relação entre o fluxo de tensão relativo e a taxa de deformação .....	23
Figura 4: Curvas tensão deformação de alguns aços .....	24
Figura 5: Pontos relevantes na relação tensão-deformação .....	25
Figura 6: Curva tensão-deformação de diferentes aços .....	26
Figura 7: Redução gradativa das propriedades nativas do aço .....	27
Figura 8: Tensão de escoamento superior versus taxa de deformação para aços estruturais. ..	29
Figura 9: Curvas para determinação do pré-aquecimento necessário em função de CEN e da espessura do metal de base, nas condições pré-determinadas. ....	33
Figura 10: Correção do valor de CEN em função da energia de soldagem e do carbono equivalente ( $CE_{IIW}$ ).....	33
Figura 11: Correção do valor de CEN em função do teor de H no metal de solda. ....	34
Figura 12: Correção da temperatura de pré-aquecimento em função do limite de escoamento do material e do grau de restrição da junta. ....	34
Figura 13: Diagrama típico de resfriamento contínuo para um aço baixa liga.....	37
Figura 14: Relação momento-rotação ( $M - \phi$ ).....	38
Figura 15: Representação da garganta da solda.....	39
Figura 16: Seção transversal do cordão de solda.....	40
Figura 17: Relação entre o volume do cordão em relação a razão $z_1/z_2$ .....	41
Figura 18: distribuições das tensões na garganta da solda .....	44
Figura 19: Curvas de deformação em vários ângulos.....	46
Figura 20: Localização do Centro de Rotação Instantâneo (CI).....	48
Figura 21: viga em balanço com dois cordões de solda transversais ao carregamento F .....	49
Figura 22: Micrografias dos metais base (a) ASTM A-36, (B) EM S235 JR .....	51

Figura 23: detalhamento do conjuntos com cordões de solda “transversais ao carregamento” (indicadas com “T”) e em “C”, que possui adicionalmente um cordão de solda na direção do carregamento (indicado com “L”) .....	54
Figura 24: (a) dispositivo usado na soldagem dos CPs, (b) posicionamento dos termopares ..	55
Figura 25: Macrografia das juntas soldadas .....	56
Figura 26: Ordem de realização dos cordões de solda .....	57
Figura 27: Dispositivo desenvolvido no LS&TC. ....	59
Figura 28: Imagens do dispositivo de impacto desenvolvido no LS&TC .....	60
Figura 29: Durezas nas juntas soldadas.....	65
Figura 30: Tempo de carregamento e resistência dos cordões de solda transversais .....	66
Figura 31: Tempo de carregamento e resistências dos cordões de solda em “C”.....	67
Figura 32: Trincas dos cordões de solda.....	69
Figura 33: Conjunto soldado totalmente rompido no ensaio de impacto estrutural .....	71
Figura 34: Conjunto de solda fraturado (A120TA) vista lateral.....	74
Figura 35: Aspecto da fratura referente a configuração A70TA: a) aumento de 1000x; b) aumento de 3000x.....	74
Figura 36: Aspecto da fratura referente a configuração A120TA: a) aumento de 1000x; b) aumento de 3000x.....	75
Figura 37: Aspecto da fratura referente a configuração A120T150: a) aumento de 1000x; b) aumento de 3000x.....	76

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Taxas de deformação existentes. ....	21
Tabela 2: Valores do coeficiente de sensibilidade à taxa de deformação $m$ (T ambiente) .....	22
Tabela 3: Resultados dos testes de tensão em amostras de aço ASTM A36 .....	28
Tabela 4: Composição química em % dos aços ASTM A-36 e S235 JR. ....	52
Tabela 5: Propriedades mecânicas dos aços ASTM A-36 e S235 JR. ....	52
Tabela 6: composição química dos consumíveis (% massa) .....	52
Tabela 7: Propriedades mecânicas do metal de adição (valores mínimos) .....	53
Tabela 8: Condições de soldagem .....	56
Tabela 9: Áreas e diluição da junta soldada .....	63
Tabela 10: Composição química e carbono equivalente .....	63
Tabela 11: Cargas máximas resistidas e áreas sob as curvas (Figuras 30 e 31) .....	68
Tabela 12: Energias necessárias nos ensaios de impacto para iniciar fratura da solda .....	69
Tabela 13: Energias de impacto para a completa separação dos membros soldados .....	70
Tabela 14: Cargas máximas resistidas* .....	72
Tabela 15: Especificações da célula de carga Q-10T. ....	85

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

A120T150	Arame AWS ER120S-G temperatura de pré-aquecimento 150 °C
A120TA	Arame AWS ER120S-G temperatura ambiente
A70TA	Arame AWS ER70S-6 temperatura ambiente
ASTM	American Society for Testing and Materials (Sociedade Americana de Testes e Materiais)
AWS	American Welding Society (Associação Americana de soldagem)
CISC	Canadian Institute of Steel Construction (Instituto canadense de construção em aço)
CSA	Canadian Standards Association (Associação canadense de normas)
DBCP	Distância Bico de Contato Peça
EDS	Espectroscopia de energia dispersiva
ESAB	Elektriska Svetsnings Aktie Bolaget
EUROCODE	Normas Europeias
GMAW	Gas Metal Arc Welding (Soldagem por arco elétrico com gás de proteção)
HBM	High Bandwith Memory
ISO	International Organization for Standardization (Organização internacional para padronização)
LBZ	Local Brittle Zones (Zonas Frágeis Localizadas)
LS&TC	Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas
MA	Metal de adição
MAG	Metal Active Gas
MB	Metal base
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
MIG	Metal Inert Gas
MS	Metal de Solda
NBR	Norma Brasileira
PCC	Phantom Camera Control
TRC	Transformação em Resfriamento Contínuo
TTT	Transformação Tempo Temperatura
RCG	Região de Crescimento do Grão
WD	Work Distance (Distância de trabalho)
ZAC	Zona afetada pelo calor
ZFL	Zonas Frágeis Localizadas

## LISTA DE SÍMBOLOS

a	Garganta do cordão de solda	mm
A	Área	mm <sup>2</sup>
A	Ponto A	-
B	Ponto B	-
C	Ponto C	-
<i>C</i>	Fluxo de tensão	Mpa
CC <sup>+</sup>	Polaridade soldagem	-
C <sub>0</sub>	Ondas de tensão longitudinais	Hz
C <sub>1</sub>	Ondas de tensão longitudinais	Hz
CI	Centro Instantâneo de rotação	Hz
CG	Centro de gravidade	-
C <sub>s</sub>	Ondas de tensão Cisalhantes	Hz
C <sub>r</sub>	Ondas de tensão Superficiais ou de Rayleigh	Hz
D	Ponto D	-
dF	Diferencial de força	N
dt	Diferencial de tempo	s
E	Energia de soldagem	J/mm
E <sub>c</sub>	Energia Cinética	J
f <sub>y</sub>	Tensão de escoamento inferior	Mpa
f <sub>ys</sub>	Tensão de escoamento superior	MPa
F	Força	N
F <sub>us</sub>	Tensão permissível	Mpa
FEXX	Resistência à tração do metal da solda	ksi
I	Corrente elétrica	A
J	Segundo momento polar de área do grupo de soldas	mm <sup>4</sup>
J <sub>u</sub>	Segundo momento polar de área unitário do grupo de soldas	mm <sup>3</sup>
k	Coefficiente de condutividade térmica	W/mm°C
<i>l</i>	Comprimento	mm
L	Comprimento do cordão de solda	mm
m	Massa	kg
m	Coefficiente de sensibilidade a taxa de deformação	-
M	Momento	N.m
P	Ondas de tensão longitudinais: sismologia	-

$r$	Distância do centróide do grupo de soldas até o ponto de soldas	mm
$R_{ult}$	Capacidade de carga de uma solda de filete	kpsi/inch
$t$	Tempo	s
$t_{8/5}$	Tempo de resfriamento entre 800 e 500 °C	s
$T$	Temperatura	°C
$U$	Tensão elétrica	V
$v$	Velocidade de soldagem	mm/s
$V$	Volume do cordão de solda	mm <sup>3</sup>
$V$	Esforço cortante	N
$W$	Trabalho	J
$x$	Coordenada cartesiana (abscissa)	-
$X_u$	Resistência a tração nominal	ksi
$y$	Coordenada cartesiana (ordenada)	-
$z$	Perna do cordão de solda	mm
$\beta_w$	Fator de correlação	-
$\Delta t$	Variação de tempo	s
$\Delta T_{8/5}$	Velocidade de resfriamento entre 800 e 500 °C	°C/s
$\varepsilon$	Deformação	mm
$\dot{\varepsilon}$	Taxa de mudança de deformação pelo tempo	mm/s
$\eta$	Rendimento	-
$\theta$	Ângulo de carga medido a partir do eixo longitudinal da solda	°
$\phi$	Rotação	s <sup>-1</sup>
$\rho$	Deformação do cordão de solda	mm
$\sigma$	Tensão de escoamento	MPa
$\tau$	Tensão de cisalhamento	MPa
$v$	Velocidade	m.s <sup>-1</sup>
$\gamma_{M2}$	Fator de segurança recomendado pelo Eurocode	-
$\xi$	Relação das pernas dos cordões de solda $z_1/z_2$	-
$\varphi$	Ângulo formado pela garganta e perna do cordão de solda	°

## SUMÁRIO

<b>1. INTRODUÇÃO.....</b>	<b>12</b>
<b>2. REVISÃO DE LITERATURA.....</b>	<b>15</b>
2.1. IMPACTO ESTRUTURAL .....	16
2.2. COMPORTAMENTO DO AÇO ESTRUTURAL.....	24
2.3. JUNTAS METÁLICAS SOLDADAS.....	29
<b>3. MATERIAIS E MÉTODOS.....</b>	<b>51</b>
3.1. CARACTERIZAÇÃO DO METAL BASE E DE ADIÇÃO.....	51
3.2. CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS DOS CORPOS DE PROVA.....	53
3.3. PROCEDIMENTO DE SOLDAGEM.....	54
3.4. ENSAIOS MECÂNICOS.....	58
<b>4. RESULTADOS E DISCUSSÕES.....</b>	<b>63</b>
<b>5. CONCLUSÃO.....</b>	<b>77</b>
<b>6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>78</b>
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b>	<b>79</b>
<b>ANEXO A.....</b>	<b>85</b>
<b>ANEXO B .....</b>	<b>86</b>

## 1. INTRODUÇÃO

O uso do aço como matéria prima estrutural, em obras de grande e pequeno porte, implica na redução de tempo da obra, na racionalização do uso de materiais e no aumento da produtividade, assim como, possibilita a garantia de soluções arrojadas, eficientes e de alta qualidade, caracterizando uma tendência na área da construção civil.

Dentro deste contexto a utilização do aço como matéria prima estrutural necessita de planejamento para evitar problemas que podem ser solucionados na fase de concepção e projeto. Muitas patologias na estrutura podem ser evitadas se houver cuidado no detalhamento de cada ligação entre os elementos estruturais, além do detalhamento do projeto como um todo.

A melhora significativa no projeto de elementos estruturais, e um refinamento das técnicas e ferramentas computacionais para análise de projetos, possibilita a utilização de elementos estruturais que oferecem grande desempenho em termos da relação peso/resistência. Tais elementos estruturais otimizados tornam-se susceptíveis aos fenômenos de instabilidade, sendo de fundamental importância uma previsão de seu comportamento através de procedimentos mais rigorosos.

Considerando que as falhas nas juntas de muitas estruturas metálicas podem ser agrupadas em duas categorias: falha de material e instabilidade estrutural; têm-se que as falhas de material podem ser adequadamente estimadas com conhecimentos de ciência e resistência dos materiais, sem a necessidade de identificar a deformação da estrutura. Ao contrário, a predição de falha por instabilidade estrutural requer a formulação de equações de equilíbrio com base em deformações que muitas vezes não são antecipadamente conhecidas.

Portanto, os projetos de juntas soldadas para estruturas metálicas requerem previsões que considerem modelos para as diferentes e, às vezes, inesperadas e não usuais condições de serviço envolvidas. A análise de uma estrutura sob impacto requer conhecimento do comportamento mecânico do material, ou seja, é necessário descrever a resposta do material quando submetido a este tipo de carregamento. Também deve-se considerar que o impacto em estruturas é um fenômeno que compreende uma ampla gama de conceitos não triviais, como: não-linearidades; efeitos de inércia; contato; efeitos da taxa de deformação do material; flambagem; e propagação de ondas elásticas e plásticas.

Uma das principais características da soldagem é o grande número de parâmetros e variáveis envolvidas, além da complexidade de suas inter-relações. Isto dificulta a elaboração de modelos matemáticos adequados para descrever processos e/ou prever os resultados de uma operação e levou ao desenvolvimento de várias relações empíricas.

É com base nesses apontamentos e na ausência de bibliografia específica do assunto que se alicerça e justifica-se o desenvolvimento desta pesquisa. Ela tem por objetivo principal a análise da influência de carregamentos torcionais, no plano, quase estáticos e dinâmicos de impacto estrutural, em conjuntos soldados em filete, com duas configurações de soldagem: dois cordões de solda transversais ao carregamento; e dois cordões de solda transversais e um cordão de solda longitudinal ao carregamento, formando um “C”. É digno de nota ressaltar, que os conjuntos soldados foram ensaiados mantendo-se integralmente o acabamento original de produção.

Como objetivos específicos pode-se destacar: desenvolver dispositivos capazes de aplicar os carregamentos necessários aos estudos; desenvolver espécimes suscetíveis aos carregamentos em estudo; analisar a resistência de juntas soldadas em filete submetidas a carregamentos torcionais, no plano, quase estáticos e dinâmicos de impacto estrutural; comparar os valores obtidos (analíticos e experimentais);

A escolha de consumíveis com distintas propriedades mecânicas se deu em função de cumprir com um dos objetivos específicos deste estudo, que é investigar o efeito da resistência mecânica e da ductilidade sobre o comportamento mecânico das juntas soldadas. Assim, foram utilizados o consumível AWS ER70S-6 definido como “*matching*” por apresentar resistência mecânica semelhante aos metais base, e o AWS ER120S-G considerado “*overmatching*” devido a sua resistência mecânica ser maior do que a dos metais base utilizados.

Como proposição inicial, foi empregada uma metodologia exploratória a partir da criação e análise de perfis metálicos, ensaiados em laboratório visando descrever os efeitos mecânicos e concentrações de tensões semelhantes aos experimentos e à criação de um modelo de previsão para o projeto de juntas soldadas de perfis estruturais metálicos submetidos a carregamentos de impacto torcional no plano.

Portanto, apesar da aparente simplicidade das juntas soldadas, modelagens por elementos finitos mostram que são extremamente complexos os sistemas internos de tensões através dos quais a transferência de carga ocorre entre os membros (MACHADO, 2011). A

integridade estrutural não depende somente das propriedades mecânicas individuais dos membros que compõem a estrutura, mas é consequência de diversos outros fatores, inclusive do tipo de carregamento e do estado de tensões. As concentrações de tensões produzidas pelas juntas soldadas reduzem a resistência em carregamento estático e diminuem muito a resistência à fadiga dos membros que conectam, assim como a intensidade da carga de impacto que suportam (MACHADO, 2013).

## 2. REVISÃO DE LITERATURA

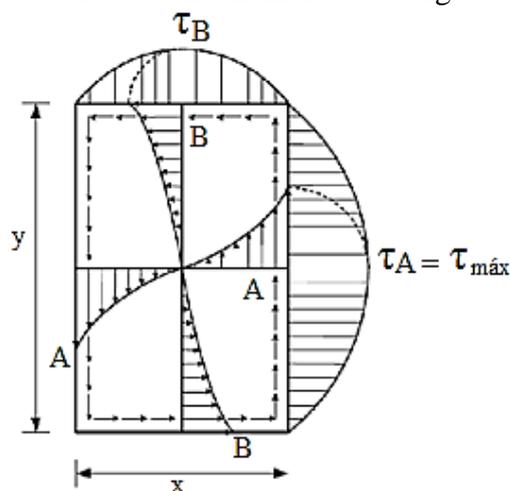
Elementos estruturais de seções arbitrárias sujeitos a momentos torçores estão presentes nos mais diversos tipos de estruturas e maquinarias, tais como a fuselagem de aeronaves, peças estruturais de automóveis, entre outros. Na construção civil, os elementos sujeitos a esse esforço são vigas de pontes ou viadutos em trechos curvos, vigas e pilares em geral que fazem parte da estrutura de um edifício, etc. Esses membros de seções genéricas podem ter seção espessa, como é o caso de estruturas em concreto armado, ou ainda, podem ser formados por elementos de parede fina, como é o caso de perfis em aço, empregados em estruturas metálicas.

No estudo da torção em seções circulares verificar-se que todas as seções transversais permanecem planas e sem empenamento ao se deformar (BORESI e CHONG, 1987). Porém no estudo de seções não circulares, verifica-se que estas não permanecem planas e as hipóteses adotadas para seções circulares deixam de ser aplicáveis. Uma formulação consistente é apresentada por Saint Venant na qual as relações da teoria da elasticidade são respeitadas (TIMOSHENKO e GOODIER, 1970).

Considerando um membro submetido à torção, percebe-se que as seções transversais podem empenar, ou seja, deformar para fora de seu plano além de girar em torno de um eixo. Se não forem impostas restrições ao empenamento o torque será resistido somente pelas tensões de cisalhamento de Saint Venant. Este tipo de comportamento é conhecido como torção pura, ou torção uniforme. Por outro lado, se o empenamento das seções é restringido ou limitado de qualquer forma, o torque aplicado é resistido por uma combinação das tensões de cisalhamento de Saint Venant e pela torção com empenamento, sendo este comportamento denominado de torção não uniforme (BLEICH, 1952; BLODGETT, 1966).

Na Figura 1 observa-se a distribuição das tensões de cisalhamento em seções transversais retangulares, onde percebe-se o comportamento da tensão de cisalhamento, sendo máxima nas superfícies das seções e tende a zero nos vértices e no eixo que passa pelo centro de gravidade. Essas tensões de cisalhamento estão sempre presentes na seção transversal de um membro submetido a um momento de torção e variam linearmente em toda a espessura de um elemento da seção transversal atuando paralelamente a borda do elemento. São máximas e iguais, mas de sentido oposto, nas duas arestas. (TIMOSHENKO e GOODIER, 1970; WIGHT e MACGREGOR, 1997).

Figura 1: Comportamento da tensão de cisalhamento ao longo de uma seção transversal



Fonte: Wight e Macgregor (1997)

## 2.1. IMPACTO ESTRUTURAL

Um comportamento dinâmico pode ser considerado como aquele cujo módulo varia com o tempo, ou seja, a força e a resposta sofrem variação em função do tempo (Gere, 2003). A teoria do impacto envolve a colisão de corpos, as restrições a serem condicionadas no movimento dos corpos e a implementação lagrangiana nas equações para movimento de impulso. Pode-se atrelar também os aspectos da vibração no impacto, estabelecendo os conceitos de transmissão de onda elástica nos sólidos, a propagação de onda sobre elementos de barra e viga de acordo com a orientação, podendo ser transversal ou longitudinal, e equações de vibração livre para outros sistemas elásticos (GOLDSMITH 1960; JOHNSON et al. 1972).

O conceito de impacto está relacionado fundamentalmente a um carregamento imposto em um curto período, ocorrendo a distribuição das tensões de modo não uniforme sobre o material (JOHNSON et al., 1972). Portanto, pode-se relacioná-lo à uma força externa aplicada à uma estrutura ou peça mecânica com o tempo de aplicação desta. Se for inferior a um terço do período de vibração natural do sistema é considerado dinâmico, porém quando for maior que três vezes o período da frequência natural é considerado estático e entre essa transição é uma região considerada incerta onde qualquer das duas condições pode ocorrer (NORTON, 2013).

Trata-se de um fenômeno extremamente complexo e pode-se descrever duas direções de estudo: análise estática buscando deformação, tensão e a energia absorvida; e análise dinâmica buscando frequências, modos de vibração no regime transiente e permanente da

estrutura (BEER E JOHNSTON, 2013). Destaca-se como contribuição o estudo sobre o fenômeno de contato produzido pelo impacto de corpos, que descreve as forças e deformações no ponto de impacto com a integração gaussiana das superfícies. Outra contribuição importante foi a caracterização do regime plástico aplicado a teoria independente da velocidade e da tensão de ondas de carregamento plástico, obtendo a reflexão e interação das ondas plásticas longitudinais em materiais que exibem um efeito de taxa de tensão. Isto permitiu a obtenção de soluções aproximadas para impacto transversal em sistemas tridimensionais, desde elementos como: vigas, placas e sólidos (GOLDSMITH, 1960).

Durante o fenômeno de contato entre dois corpos, inicialmente eles se tocam em um único ponto ou ao longo de uma linha. Sob a ação de um carregamento mínimo, eles podem se deformar na vizinhança do seu ponto de contato inicial de modo a tocarem-se ao longo de uma área, que é finita, embora normalmente pequena em comparação com as dimensões dos dois corpos. A teoria de contato é necessária para prever a forma da área de contato e como ela cresce com o aumento da carga; a magnitude e distribuição de tensões de superfície, tensões normais e possivelmente tangenciais, transmitidas através da interface de contato. Esta teoria deve permitir que as componentes da deformação e da tensão em ambos os corpos sejam calculadas na vizinhança da região de contato (JONES, 2012; BEER E JOHNSTON, 2013).

O impacto inicia quando os corpos entram em contato e termina quando a máxima deformação é alcançada, onde a velocidade relativa normal é zero e termina quando os corpos se separam. Para impactos com velocidades suficientemente altas, nem toda deformação é recuperada devido à deformação plástica permanente e conseqüentemente perda de energia. Após este período, observa-se o processo de restituição dos corpos envolvidos, que definirá se as partículas vão recuperar a forma original, se vão ficar com deformação residual ou se vão manter o contato devido a esta deformação (GOLDSMITH 1960; JONES, 2012).

Existe também a relação da não linearidade do impacto, devido aos corpos envolvidos não estarem continuamente em contato ao longo do fenômeno, apresentando um modelamento matemático complexo. Para compreender o fenômeno do impacto é necessário analisar a energia inicial que é transformada em energia de deformação e as forças inerciais pelo princípio de D'Alembert (como as forças se mantem em equilíbrio é necessário que varie a resistência conforme a oscilação). Neste contexto o estudo do impacto necessita da

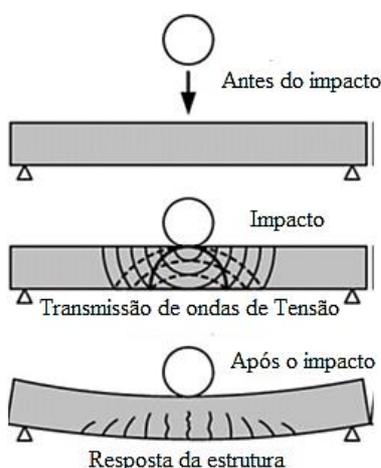
análise do material com carga equivalente estática e análise dinâmica tanto no linear elástico como no não linear plástico dependendo da reação do material ao impacto (HIBBELER, 2005).

Quando um corpo é solicitado por meio de um carregamento lento, considera-se que este corpo responde por inércia como um todo, pois há tempo suficiente para toda a estrutura relaxar. Valores elevados da taxa de carregamento ( $dF/dt$ ) tornam o evento do carregamento um fenômeno localizado, variando de seção para seção do corpo, o que provoca concentração de tensões e deformações. Assim, é como se uma parte do corpo não pudesse “sentir” a solicitação. Esta perturbação localizada, provocada por carregamento dinâmico, propaga-se no sólido como uma onda de tensão. Existem vários tipos de ondas de tensão (MEYERS, 1994), descritas como:

- a) Longitudinais ( $C_l$  ou  $C_0$ ): também denominadas irrotacionais, primárias, de dilatação ou tipo P (sismologia);
- b) Cisalhantes ( $C_s$ ): também conhecidas como de distorção, transversais, isovolumétricas, secundárias ou SH ou SV;
- c) Superficiais ou de Rayleigh ( $C_r$ ) – ondas do mar;
- d) Interficiais ou de Stonely e Love (ondas sísmológicas) – ondas sísmicas;
- e) De flexão em barras ou placas – vibração de estruturas.

A Figura 2 ilustra uma esfera rígida em queda livre sobre uma viga, em decorrência há transmissão de ondas de tensão sobre os elementos causando deformações e vibrações na estrutura.

Figura 2: Transmissão de ondas de tensão



Fonte: Fujikake e Soeun (2009)

No carregamento de impacto as forças de amortecimento não conseguem dissipar quantidade significativa de energia (DIETER, 1981). A resposta estrutural depende não somente da energia de impacto, mas também da rigidez da estrutura, da rigidez do contato e das propriedades mecânicas dos materiais em questão. Os carregamentos dinâmicos causam na estrutura o deslocamento de seus pontos e podem provocar dois fenômenos distintos (DALLY e RILEY, 1991):

- Translação e/ou rotação: quando a posição relativa de todos os pontos da estrutura se mantém inalterada durante o deslocamento, diz-se que a estrutura sofreu um movimento de corpo rígido;
- Deformação: quando a posição relativa de quaisquer dois pontos da estrutura é alterada, provocando com isso a modificação na forma e no tamanho do corpo. As deformações podem ser visíveis como o alongamento da estrutura ou praticamente imperceptíveis como, por exemplo, as pequenas deformações de uma ponte durante o tráfego de veículos.

A magnitude dos carregamentos dinâmicos e sua relação com o tempo dependem do tipo de excitação aplicada ao sistema e das propriedades dinâmicas deste. Pode-se ressaltar que sob carga de impacto, muitos materiais alteram seu comportamento, ou seja, materiais considerados dúcteis quando carregados estaticamente podem apresentar comportamento frágil quando submetidos aos carregamentos dinâmicos, isso se deve à impossibilidade de redistribuição das tensões durante curtos períodos, o que é característico dos carregamentos dinâmicos (CLOUGH e PENZIN, 1993; CALLISTER 2009).

Na colisão entre dois corpos sempre haverá interação, ou seja, a energia envolvida poderá dissipar-se na forma de deformação, vibração, som, aquecimento entre outros. Esta colisão pode ser considerada perfeitamente ou parcialmente elástica ou ainda perfeitamente plástica. Nas colisões elásticas, com deformações temporárias, há conservação da energia, ou seja, antes e depois da colisão a energia é igual. Quando há deformações permanentes nos corpos envolvidos na colisão não existe a conservação da energia, pois parte desta energia é convertida em deformação (GOLDSMITH, 1960; GILARDI e SHARF, 2002; STRONGE, 2004; PFEIFFER e GLOCKER, 2008).

Um objeto, pelo simples fato de estar em movimento, tem energia. A energia de movimento é denominada energia cinética. A força viva de Leibniz pode ser identificada como essa forma de energia (na realidade, duas vezes essa grandeza). Em 1740, Emilie

marquise du Châtelet mostrou que a força viva proposta por Leibniz é proporcional à massa do corpo e ao quadrado da sua velocidade. Gustave-Gaspard Coriolis introduziu, em 1829, o termo “energia cinética”, dando a ele a conotação moderna de energia associada ao estado de movimento de um corpo. Assim, existe uma forma de energia que está associada inteiramente ao movimento, isto é, está associada ao estado de movimento, à velocidade, mais precisamente. Tal energia é denominada Energia Cinética e pode ser calculada pela Equação 1.

$$E_c = \frac{m}{2} \vec{v}^2 \quad (1)$$

Um dos resultados obtido da 2ª lei de Newton é o teorema do trabalho-energia, que estabelece a maneira pela qual o trabalho  $W$  realizado sobre uma partícula é convertido em energia cinética. Quando uma partícula se move de uma posição para outra sob ação de uma força  $F$ , o trabalho realizado por esta força pode ser obtido pela análise da variação da energia cinética desta partícula durante o deslocamento. Esse método elimina a necessidade do uso da aceleração da partícula possibilitando a utilização das velocidades da partícula em dois pontos ao longo de sua trajetória (BEER e JOHNSTON, 2013).

Segundo Goldsmith (1960), tratando-se de impacto perfeitamente elástico entre corpos, pode-se aplicar a lei de conservação da quantidade de movimento para determinar os parâmetros cinemáticos dos corpos. Todas as transformações da natureza respeitam um certo conjunto de leis de conservação. Essas leis de conservação estipulam que, em todas as transformações (processos físicos ou químicos), algumas grandezas físicas são sempre conservadas.

Quanto a força efetiva ou média  $F(N)$  de impacto, ela pode ser obtida através da 2ª lei de Newton, ou seja, “a taxa de alteração da quantidade de movimento de um ponto material é proporcional à força aplicada e ocorre no sentido em que esta força atua”. Então, o impulso de uma força pode ser calculado pelo produto desta força pelo tempo em que ela atua (mais exatamente a integral de tempo da força), que é igual ao produto da massa que se desloca pela diferença das velocidades antes e depois do impacto, não importando se este impacto é elástico ou inelástico. Então, esta força pode ser estimada através da Equação 2.

$$F = m \cdot (v_1 - v_2) / \Delta t \quad (2)$$

Em uma análise que envolve impacto existe outro efeito dinâmico relacionado a não linearidade do material. Esta, por definição, é a taxa de mudança da deformação, que é definida como a variação da deformação que é submetido determinado material em função do tempo de deformação e pode ser calculada pela Equação 3, (NADAI, 1950; DIETER, 1982).

$$\dot{\epsilon} = \frac{d\epsilon}{dt} \quad (3)$$

A velocidade de deformação aplicada ao corpo de prova pode influenciar a tensão de escoamento. O impacto segundo a taxa de deformação pode ser definido como quase estático, impacto de dinâmica baixa, impacto de dinâmica alta e impacto de alta velocidade. Pode-se observar na Tabela 1 as respectivas taxas de deformação existentes (MEYERS, 1994).

Tabela 1: Taxas de deformação existentes.

<b>Método ou Tipo do teste</b>	<b>Taxa de deformação (s<sup>-1</sup>)</b>
Alta velocidade (Explosivos, Laser pulsado, Impacto de placa normal)	10 <sup>7</sup> a 10 <sup>5</sup>
Dinâmica alta (Barra de Hopkinson, anel de expansão)	10 <sup>4</sup> a 10 <sup>3</sup>
Dinâmica baixa (Máquinas hidráulicas e pneumáticas de alta velocidade)	10 <sup>2</sup> a 10 <sup>1</sup>
Quase estático (Máquinas hidráulicas, servo-hidráulicos ou de parafusos)	10 <sup>0</sup> a 10 <sup>-3</sup>
Fluência e relaxamento de tensões (Convencionais e ensaios de fluência)	10 <sup>-4</sup> a 10 <sup>-9</sup>

Fonte: Meyers, 1994

Com o aumento da taxa de deformação, a tensão de escoamento e ao limite de resistência do material aumentam, enquanto a ductilidade diminui. A relação entre a tensão de escoamento e a taxa de deformação, à temperatura e deformação constantes, é dada pela Equação 4, (ZENER e HOLLLOMON, 1944).

$$\sigma = C(\dot{\epsilon})^m \Big|_{\epsilon, T} \quad (4)$$

Onde ( $C$ ) é a tensão de escoamento quando  $m = 1$  e ( $m$ ) é conhecido como coeficiente de sensibilidade à taxa de deformação que pode ser obtido da inclinação do gráfico de  $\log \sigma$  versus  $\log \dot{\epsilon}$ . A sensibilidade a taxa de deformação está relacionada ao aumento na tensão de escoamento ( $\sigma$ ) devido ao aumento da taxa de deformação, para um dado grau de deformação

e temperatura. Essa é uma característica de grande parte dos materiais metálicos quando deformados plasticamente acima da temperatura de recristalização. É um bom indicador das mudanças do comportamento da deformação e suas medidas fornecem uma relação entre os conceitos de discordâncias na deformação plástica e as medidas microscópicas feitas num teste de tração (JOHNSTON e STEIN, 1963; ZENER e HOLLLOMON, 1944).

A Tabela 2 apresenta valores do coeficiente de sensibilidade à taxa de deformação de diversos tipos de materiais metálicos.

Tabela 2: Valores do coeficiente de sensibilidade à taxa de deformação  $m$  (T ambiente)

<b>Material</b>	<b><math>m</math></b>
Aços baixo carbono	0,010 a 0,015
Aços alta resistência baixa liga	0,005 a 0,010
Aços inoxidáveis ferríticos	0,010 a 0,015
Cobre	0,005
Ligas de titânio	0,01 a 0,02
Ligas de alumínio	-0,005 a 0,005
Ligas de Zinco	0,05 a 0,08

Fonte: Hosford (2005)

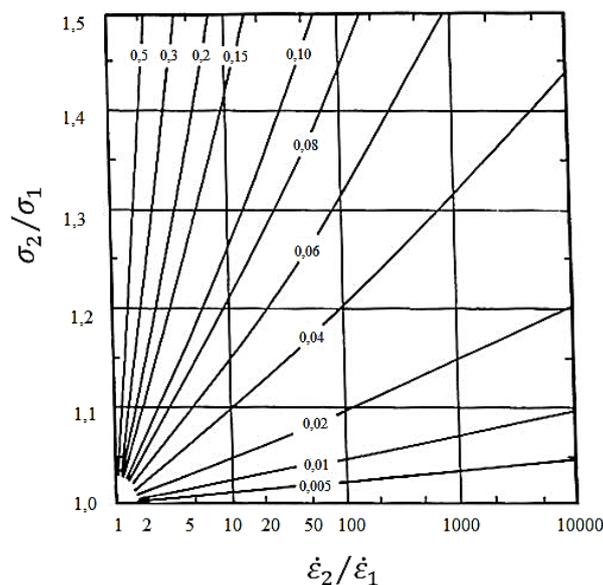
Os níveis relativos de tensão em duas taxas de deformação (medidas na mesma deformação total) podem ser obtidos pela Equação 5, (HOSFORD 2005).

$$\sigma_2/\sigma_1 = (\dot{\epsilon}_2/\dot{\epsilon}_1)^m \quad (5)$$

A dependência da constante  $C$  na taxa de deformação para vários valores de sensibilidade à taxa de deformação de acordo com a Equação (5) pode ser observada na Figura 3 que mostra como o fluxo de tensão relativo depende da taxa de deformação para vários níveis de  $m$ . O aumento do fluxo de tensão  $\sigma_2/\sigma_1$ , é pequeno, a menos que os valores de ( $m$ ) ou  $(\dot{\epsilon}_2/\dot{\epsilon}_1)$  sejam grandes, (HOSFORD 2005; JOHNSTON e STEIN, 1963; ZENER e HOLLLOMON, 1944).

Pode-se imaginar que a teoria plástica é menos exata que a teoria elástica, já que a primeira se baseia em aproximações do comportamento real de vigas, ou seja, as vigas são dependentes do tipo e intensidade dos carregamentos a que estão submetidas enquanto a última utiliza a lei de Hooke, que, de fato, representa o comportamento do aço e de outros materiais estruturais com um alto grau de precisão, para um certo intervalo de tensões.

Figura 3: Relação entre o fluxo de tensão relativo e a taxa de deformação



Fonte: Hosford (2005)

Neal (1956) destaca que a aparente precisão do método elástico é completamente ilusória, devido ao fato de que apenas estruturas testadas em laboratório são consideradas. As estruturas reais diferem das hipotéticas em vários aspectos; os elementos não se encaixam perfeitamente e são forçados para suas posições, conexões são assumidas como rígidas quando, de fato, são flexíveis e a soldagem produz tensões residuais.

No método da rótula plástica, em que se considera a plasticidade concentrada, quando um ponto crítico de resistência plástica (momento plástico da seção) é alcançado, forma-se uma rótula plástica na seção transversal neste ponto, permanecendo o restante do membro em regime elástico. Por sua vez, nos modelos de plastificação distribuída, considera-se uma região parcialmente em escoamento na vizinhança desse ponto onde se formou a rótula plástica (JONES, 2012).

Para a utilização desses modelos em programas computacionais, algumas peculiaridades importantes devem ser ponderadas. Os modelos que consideram plastificação distribuída, e que explicitamente incluem os efeitos de segunda ordem e as tensões residuais, possuem uma eficiência muito alta por levar em conta o espreadimento da zona plastificada. Assim, a solução obtida através desse modelo é dita como “exata” (CHEN e KIM, 1997). No entanto, tal consideração demanda um maior esforço computacional. Por isso, os resultados normalmente são oriundos de análises de pequenas estruturas usadas para calibração e validação de resultados de outras formulações numéricas.

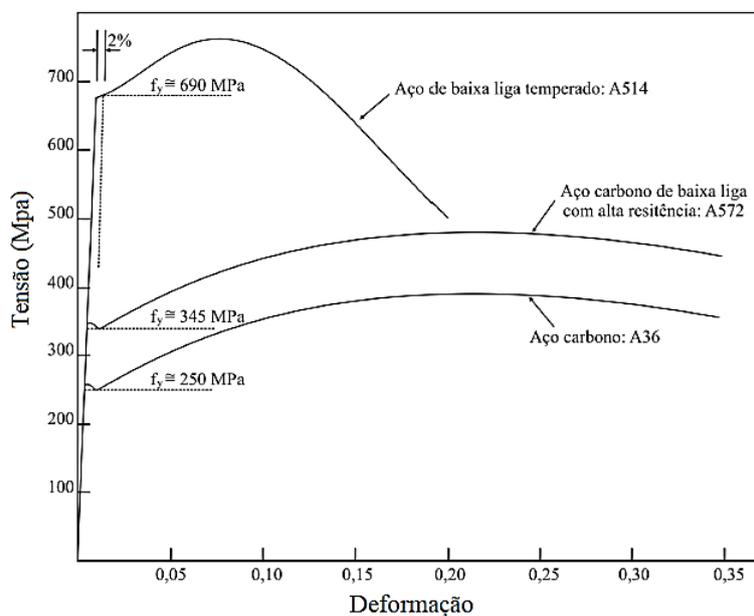
## 2.2. COMPORTAMENTO DO AÇO ESTRUTURAL

A análise de uma estrutura sob impacto requer conhecimento do comportamento mecânico do material, ou seja, é necessário descrever a resposta do material quando submetido a este tipo de carregamento (NÓBREGA, 2009). Também deve-se considerar que o impacto em estruturas é um fenômeno que compreende uma ampla gama de conceitos não triviais, como: não-linearidades; efeitos de inércia; contato; efeitos da taxa de deformação do material; flambagem; e propagação de ondas elásticas e plásticas (DIETER, 1981; FIGUEIREDO, 2004).

Utilizam-se as denominações “frágil” e “dúctil” para distinguir falhas ou materiais caracterizados por baixa ou alta tenacidade. A fratura por clivagem é a forma mais frágil de fratura que pode ocorrer em aços, sendo que, a probabilidade de existência de fraturas frágeis aumenta para menores temperaturas e maiores taxas de deformação (BROEK, 1984; TIMOSHENKO e GOODIER, 1970).

A deformação de um material consiste em duas fases: a fase elástica e a fase plástica, sendo estas duas fases facilmente identificadas na sua curva tensão-deformação, que é uma descrição gráfica do comportamento de deformação de um material sob carga de tração uniaxial. A curva é obtida no chamado ensaio de tração onde um corpo de prova é submetido a um esforço que tende a alongá-lo ou esticá-lo até à ruptura (CALLISTER, 2009). Na Figura 4, pode-se observar a curva tensão-deformação atribuída a três diferentes aços estruturais.

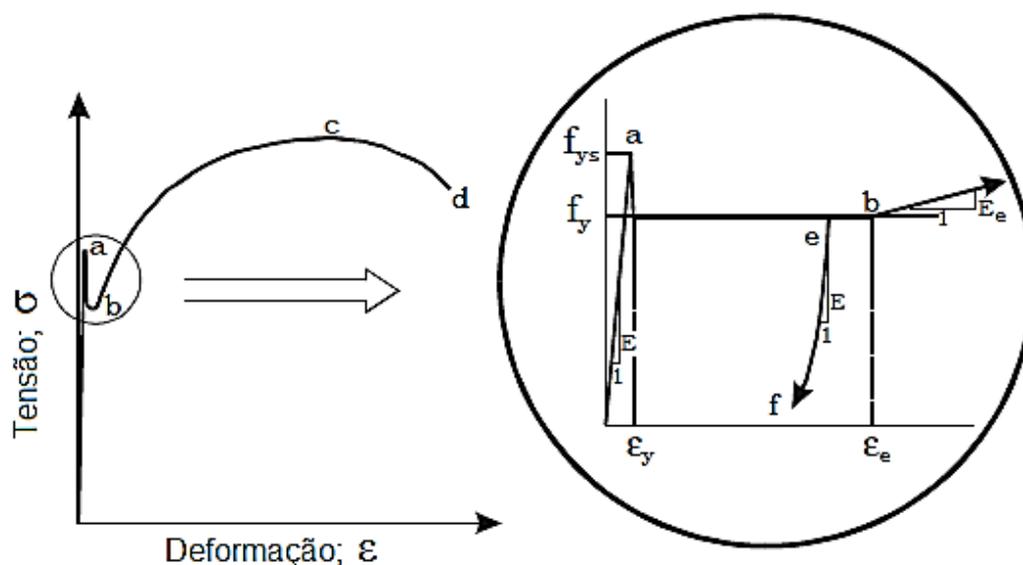
Figura 4: Curvas tensão deformação de alguns aços



Fonte: Chen e Sohal (1995)

Para aplicações na engenharia estrutural, essa curva é muitas vezes idealizada e representada de uma maneira simplificada, quando não se considera o efeito de encruamento do aço. Para que haja uma melhor compreensão do comportamento do material, (NEAL, 1956) reconheceu pontos relevantes em uma curva tensão-deformação padrão. A curva apresentada pode ser observada na Figura 5.

Figura 5: Pontos relevantes na relação tensão-deformação



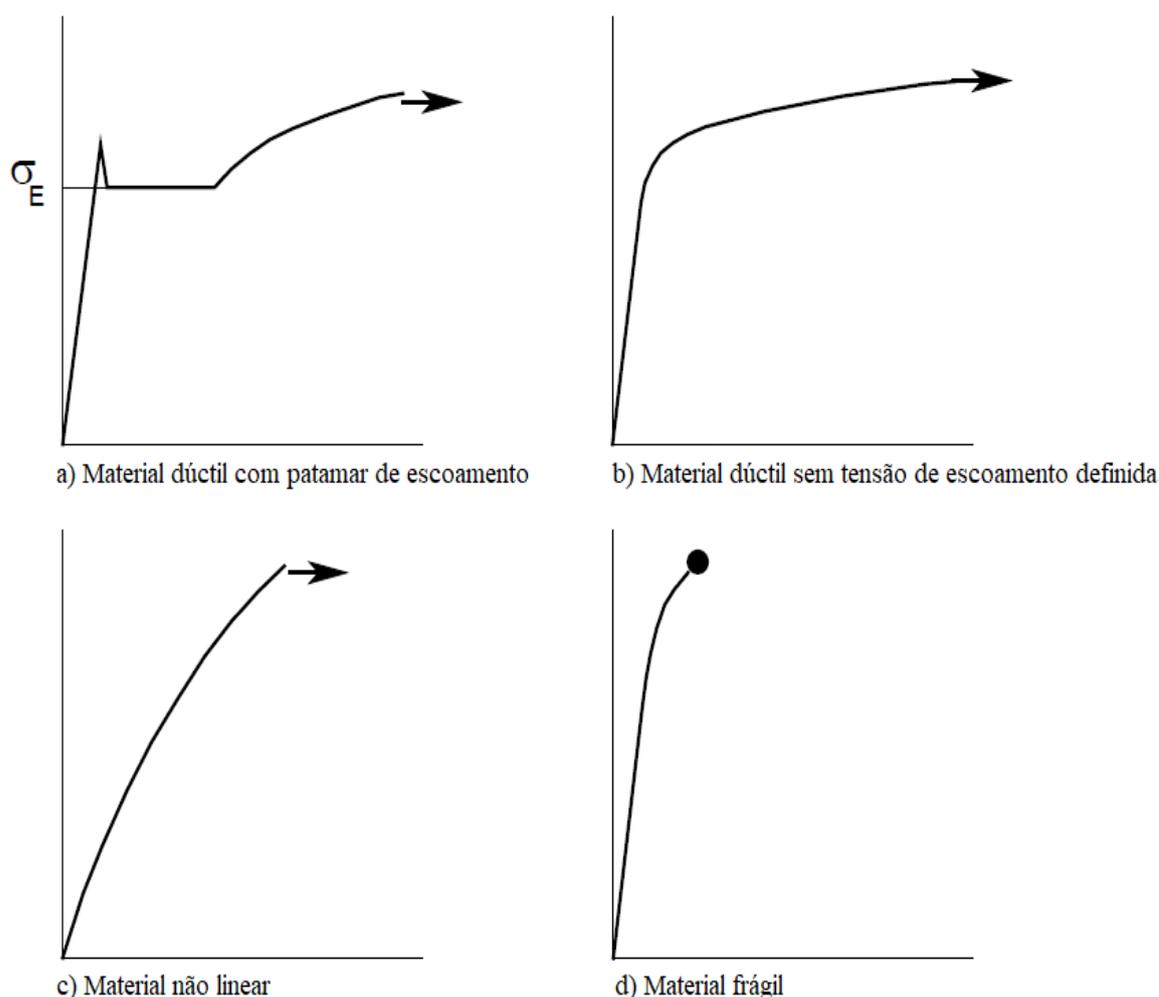
Fonte: Neal (1956)

A relação apresentada é praticamente linear para o intervalo elástico, até que tensão superior de escoamento  $f_{ys}$  é alcançada no ponto a. Em seguida, a tensão decresce até um valor chamado de tensão de escoamento inferior  $f_y$ , mantendo-se constante até que a deformação atinja o ponto b. Após o ponto b, ocorre o chamado encruamento (que é explicado pela interação dos campos de deformação das discordâncias, que são aumentadas pela deformação, exigindo cada vez mais força para seguir deformando), portanto novos acréscimos na deformação estarão obrigatoriamente associados a valores maiores de tensão. Eventualmente, um valor último de tensão é atingido no ponto c, após o qual, o valor da tensão diminui até que ocorra a ruptura no ponto d (NEAL, 1956).

A parcela de maior interesse para a análise plástica de estruturas está compreendida entre os pontos a e b. Tendo em vista a capacidade resistente do material, as deformações associadas ao ponto b são pequenas, da ordem de 1 à 2%, e, portanto, torna-se necessário ampliar esse trecho do gráfico, como demonstrado na Figura 5 (NEAL, 1956).

Uma análise estrutural inelástica considera os efeitos da ductilidade do material. Analisando-se as curvas da Figura 5, pode-se verificar que a deformação associada à ruptura é muito maior que aquela que provoca o início do escoamento, destacando a ductilidade do material, característica importante para a análise plástica. Dependendo do material, e do tratamento termomecânico a que foi submetido, a curva tensão-deformação pode assumir formas bastante distintas. Algumas formas típicas estão mostradas na Figura 6.

Figura 6: Curva tensão-deformação de diferentes aços



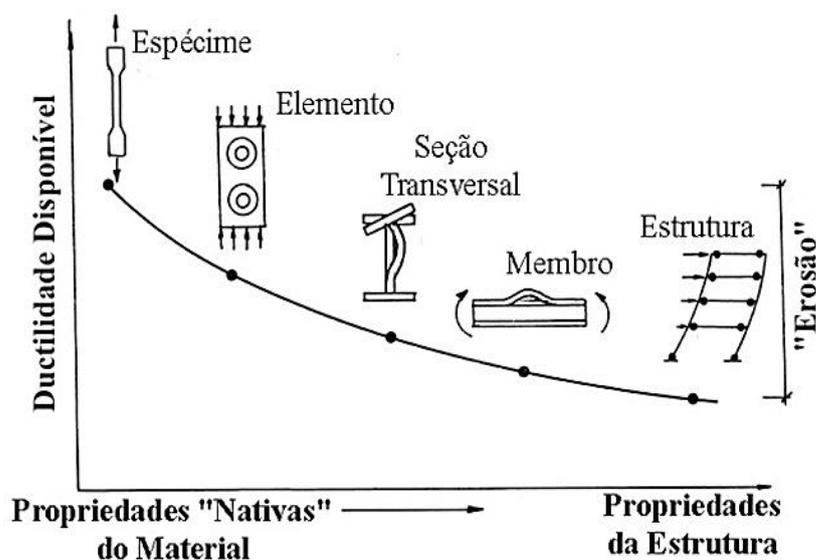
Fonte: Rosa (2002)

A curva da Fig. 6a é típica de aços com baixo teor de carbono, no estado recozido. A curva apresenta uma descontinuidade, sendo caracterizada por um patamar de escoamento, onde o material sofre uma acentuada deformação plástica, sob a ação de uma tensão constante. A curva da Fig. 6b é de um material dúctil, mas sem um limite de escoamento perfeitamente definido como no caso anterior. A definição da tensão limite de escoamento é baseada em algum critério de natureza empírico (ROSA, 2002).

As duas curvas restantes da Figura 6 representam dois materiais frágeis, um dos quais apresenta um comportamento não linear, iniciando em níveis bastante baixos de tensão, Figura 6c, como é o caso, por exemplo, do ferro fundido. A Figura 6d ilustra um material frágil com um comportamento essencialmente elástico até próximo do ponto de ruptura. Esta forma de curva é típica de materiais cerâmicos e ligas fundidas de elevada dureza (ROSA, 2002).

O excessivo constrangimento dos membros de uma estrutura metálica pode provocar o surgimento de instabilidade global. Isto pode ocorrer devido ao inequívoco entendimento, de que, sendo um material dúctil no ensaio de tração convencional, ele assim se comportara em praticamente qualquer situação. Portanto, um ensaio deste tipo dificilmente representa o real comportamento do aço na estrutura, pois existem diversas variáveis incontrolláveis envolvidas que provocam redução gradativa das propriedades do material (MACHADO, 2013). Na Figura 7 observa-se a redução gradativa da ductilidade do aço.

Figura 7: Redução gradativa das propriedades nativas do aço



Fonte: MACHADO (2013, apud GIONCU 2000)

As propriedades mecânicas de um material geralmente são obtidas através de ensaios de tração realizados em condições estáticas, ou seja, com baixas taxas de deformação. Segundo Dieter (1981) as taxas de deformação para condição estática variam de  $10^{-4}$  a  $10^0$   $s^{-1}$  e em Meyers (1994) a condição estática é alcançada com taxas de deformação entre  $10^{-5}$  a  $10^1$   $s^{-1}$ .

Porém os materiais sensíveis às deformações possuem variações em suas propriedades mecânicas conforme são impostas alterações nas taxas de deformação. Em situações de impacto onde verifica-se a presença de grandes taxas de deformação é adequado investigar o comportamento mecânico do material nas referidas condições através de ensaios de tração dinâmicos com o ajuste da taxa de deformação.

O comportamento mecânico de alguns materiais de aplicação relevante na área industrial, em função das estratégias de controle do ensaio de tração que permitem taxas de deformação diferentes, podem ser observadas em Nóbrega (2009). Neste demonstra-se que a taxa de deformação influencia às propriedades mecânicas do material, mas também confirma que alguns materiais são insensíveis ou pouco sensíveis à taxa de deformação.

A resposta de uma determinada estrutura submetida à ação de carregamento dinâmico (impacto) depende da velocidade de impacto e da taxa de deformação imposta. Para materiais sensíveis à taxa de deformação há modificações nas propriedades mecânicas de acordo com o aumento da taxa de deformação (MEYERS, 1994; JONES, 2012).

As propriedades dos aços podem ser influenciadas por diversos aspectos, a Tabela 3, por exemplo, apresenta o efeito da taxa de deformação nas propriedades mecânicas do aço estrutural ASTM A 36 submetido a carregamentos dinâmicos.

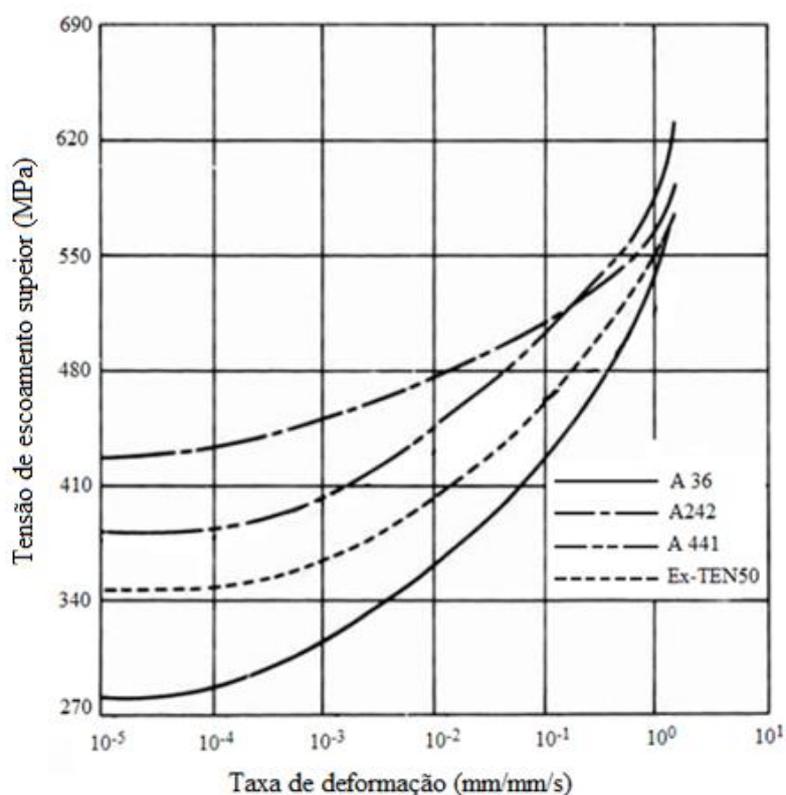
Tabela 3: Resultados dos testes de tensão em amostras de aço ASTM A36

Taxa de deformação elástica (mm/mm/s)	Taxa de deformação plástica (mm/mm/s)	Tensão de escoamento inferior (Mpa)	Tensão de escoamento superior (Mpa)	Resistência à tração (Mpa)	Tensão de ruptura (Mpa)	Alongamento (%)
Estático (média de 6 espécimes)		262	285,4	428,9	335,1	40
0,001	0,008	283,3	308,9	435,1	319,9	36
0,00106	0,0085	284,7	322	434,4	318,5	37
0,00114	0,0087	293	323,3	438,5	315,1	36
0,036	0,3	324,7	380,5	448,2	372,3	38
0,0362	0,308	344,7	417,1	465,4	330,3	40
0,0424	0,32	341,3	403,3	457,1	-	39
0,48	3,02	386,1	481,9	476,4	338,5	39
0,516	2,66	372,3	493	479,2	333,7	39
0,53	2,92	399,9	497,1	490,2	345,4	41
1,23	13,5	416,4	571,6	499,9	335,8	45
1,37	13	397,8	568,1	493	336,5	39
1,44	10	410,2	570,2	496,4	349,6	40

Fonte: COWELL (1969)

Com objetivo de obter informações fundamentais aplicáveis ao projeto de estruturas em aço capazes de resistir a explosões ou outras cargas dinâmicas quatro tipos de aço estrutural foram analisados em testes dinâmicos a fim de explorar sua sensibilidade à taxa de deformação e os efeitos do tempo por tensão nas relações tensão-tensão. A Figura 8 mostra as curvas da tensão de escoamento superior, que é quando a tensão atinge um nível suficiente para vencer as barreiras que retêm as discordâncias, ainda em pequeno número. A influência da taxa de deformação nas propriedades do material é denominada viscoplasticidade (COWELL, 1969).

Figura 8: Tensão de escoamento superior versus taxa de deformação para aços estruturais.



Fonte: COWELL (1969)

Percebe-se na análise das curvas da Figura 8 que o Aço A 36 é o que apresenta maior sensibilidade à taxa de deformação.

### 2.3. JUNTAS METÁLICAS SOLDADAS

A soldagem é amplamente utilizada na junção de metais, permitindo a execução de uniões com geometrias complexas e garantia da continuidade da aparência externa das peças, bem como de sua composição química. O aumento do uso de perfis de paredes finas em

estruturas metálicas tem destacado a necessidade de métodos de cálculo que racionalizem o dimensionamento das ligações, sendo necessário avaliar o comportamento destas uniões, que podem provocar o surgimento de concentradores de tensão e a fragilização local.

A American Welding Society (AWS), define como processo de soldagem o procedimento de união de materiais usados a fim de obter coalescência localizada de metais e não-metais, produzida por aquecimento até uma temperatura adequada, com ou sem a utilização de pressão e/ou material de adição.

Pode-se afirmar que grande parte dos processos de soldagem é caracterizado por um elevado aquecimento dos materiais em uma região contígua ao cordão da solda e que os aspectos relativos ao fluxo de calor e à distribuição de temperatura na soldagem exercem significativa influência sobre a microestrutura e propriedades mecânicas de uma junta soldada.

Observando o balanço entre alta resistência e boa tenacidade inferida aos arames de solda, resultantes do estudo e processo de produção controlados, pode-se perceber sua deterioração pelos ciclos térmicos da soldagem aplicados na etapa de fabricação dos produtos, estudos demonstram que valores de tenacidade à fratura podem sofrer uma significativa diminuição após ciclos térmicos de soldagem.

Esta diminuição dos valores de tenacidade também podem ser localizados em regiões específicas da Zona Afetada pelo Calor (ZAC), e podem ser atribuídos à formação de Zonas Frágeis Localizadas (ZFL ou LBZ do termo em inglês Local Brittle Zones) que são pequenas áreas da ZAC que apresentam baixa resistência à fratura por clivagem (Fairchild, 1987).

Fairchild (1987) e Denys (1989) acreditam que os principais fatores metalúrgicos que contribuem para a formação da ZFL em juntas soldadas e, conseqüentemente, sua baixa tenacidade são: aumento do tamanho de grão austenítico durante o aquecimento; formação de bainita superior; formação do constituinte martensita-austenita; e ao crescimento de precipitados.

Ao contrário do metal de solda, na ZAC do metal base, não se pode mudar a composição química, portanto é necessário selecionar aços com teores de carbono e de elementos de liga de forma que às necessidades e as propriedades mecânicas definidas no projeto sejam atendidas. A ZAC de um aço carbono pode ser decomposta da seguinte maneira: Região de crescimento de grão; região de refino de grão (ou de recristalização);

região de transformação parcial (ou intercrítica); e região de esferoidização de carbonetos (ou subcrítica). (WAINER, 1992).

A largura da ZAC e a extensão de cada região descrita dependem diretamente da quantidade de calor gerada pelo procedimento de soldagem (aporte de calor). Aportes de calor elevados resultam em taxas de resfriamento mais lentas; conseqüentemente, o aporte de calor representa um fator determinante para a microestrutura final resultante.

O carbono é conhecido por apresentar boa relação custo/benefício para o aumento da resistência mecânica dos aços, mas seu efeito na tenacidade e soldabilidade é prejudicial, devido a sua tendência a segregar nos contornos de grão durante a solidificação formando regiões com alta fragilidade (TOTTEN, 2006).

No metal de solda, o excesso de carbono é indesejável pois prejudica a soldabilidade, e associado com outros fatores tais como o teor de hidrogênio, leva ao processo de trincamento à frio tanto na ZF quanto na ZTA (BOELLINGHAUS et al., 2016). Além disso, a tenacidade ao impacto dessa região, como em todo aço, é sensível ao teor de carbono em sua composição química que, dependendo dos elementos de liga presentes pode aumentar a tenacidade (menor teor de carbono e refinamento da microestrutura) bem como reduzi-la (maior teor de carbono promove microestrutura martensítica), como mostra a Figura 3.25 (KEEHAN et al., 2006).

Nesse sentido, deve ser levado em consideração o cálculo de um parâmetro empírico conhecido como Carbono Equivalente (CE). O carbono equivalente é um conceito numérico adotado para avaliar como a composição química (%C + % dos demais elementos da liga), nos aços e/ou nos ferros fundidos, dará uma indicação do equivalente valor da concentração de carbono que induz um mesmo nível de "endurecimento", na região soldada, em decorrência da condição de fabricação imposta. O conceito foi proposto por Dearden e O'Neill (1940), caracteriza-se como uma interessante e útil ferramenta para a avaliação da tendência da região soldada em gerar trincas induzidas pelo hidrogênio na região da ZAC (LANCASTER, 1999).

Quanto menor for o carbono equivalente, menor a probabilidade de ser obtida uma microestrutura martensítica na ZAC. Existem inúmeros trabalhos e normas que apresentam formas de se estabelecer a soldabilidade de aços, mas o mais comum é definindo restrições à composição química. Normalmente são utilizadas equações que venham a definir o carbono equivalente em determinada aplicação ou liga, onde é estabelecido o valor máximo

que atenda aos requisitos de soldabilidade. Por exemplo, a adoção do Carbono Equivalente Ceq-IIW, Equação 6, é recomendada pela norma API 5L para aços com teor de C > 0,12% (% em peso) e sua utilização, também, recai para o aço-carbono comum e para o aço ao manganês (BAILEY et al, 1973; BIRCH, 2006).

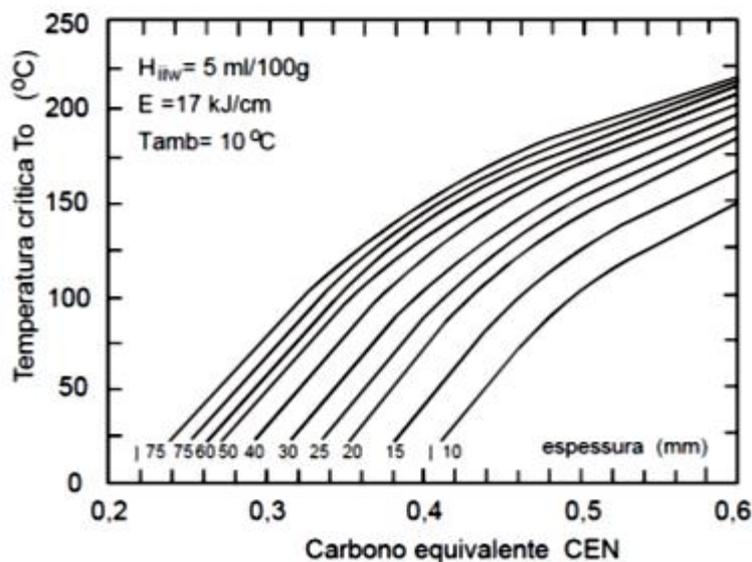
$$CE = C + \frac{Mn}{6} + \frac{(Cr+Mo+V)}{5} + \frac{(Ni+Cu)}{15} \quad (6)$$

A temperatura de pré-aquecimento determinada no ensaio Tekken é importante para evitar a ocorrência de trincas a frio, porém pelo fato deste ensaio ser extremamente rigoroso essa temperatura na maioria das vezes está além da temperatura mínima necessária, isto é, o seu valor pode ser considerado como conservador. Isto se deve a: o ensaio ser feito através da deposição de somente um cordão, o que implica na inexistência do efeito de pós-aquecimento pelos passes subsequentes, que é a situação geralmente observada na prática; devido à geometria da junta utilizada, existe um entalhe agudo na raiz do cordão, resultando em elevada concentração de tensões nessa região; a junta é de elevada restrição, gerando tensões residuais de elevada magnitude (JONES e LUO, 1990).

Existem vários métodos que auxiliam na determinação da temperatura mínima de pré-aquecimento, todos eles baseados em dados experimentais. De acordo com Kasuya e Yurioka, 1995, os métodos mais conhecidos são: BS-5135, AWS-D1.1, procedimento do JSSC (Japan Steel Structure Construction) e o Método Gráfico do carbono equivalente CEN. Cada um desses métodos possui suas particularidades e servem como uma grande ferramenta para se estimar a temperatura mínima de pré-aquecimento para a soldagem.

Na Figura 9, são apresentadas às chamadas curvas mestres do Método Gráfico, considerado pela literatura o mais preciso, indicando a relação entre a temperatura de pré-aquecimento obtida no ensaio Tekken, o CEN. Essas curvas são válidas somente para as condições indicadas na Figura 9. Quando qualquer uma das condições reais de soldagem forem diferentes das indicadas, deve-se consultar as Figuras 10 e 11, as quais mostram, respectivamente, o efeito do teor de hidrogênio difusível e o aporte de calor sobre a temperatura crítica de pré-aquecimento, ambos fornecidos em termos de incrementos de CEN. (YURIOKA e KASYA, 1995).

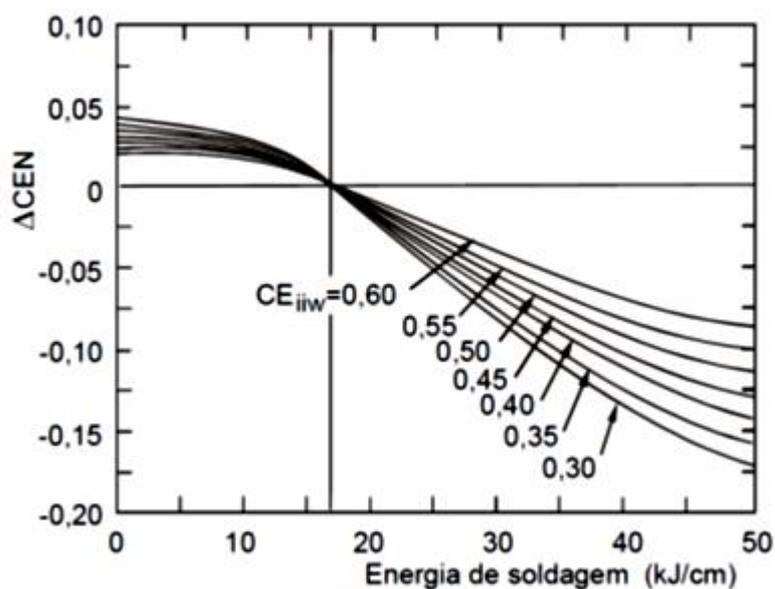
Figura 9: Curvas para determinação do pré-aquecimento necessário em função de CEN e da espessura do metal de base, nas condições pré-determinadas.



Fonte: YURIOKA e KASYA, 1995.

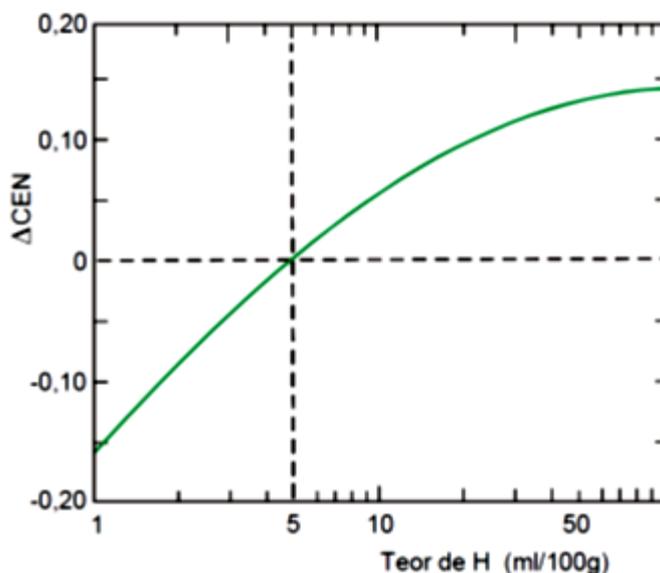
Entretanto, como a tendência ao trincamento a frio é influenciada pelo aporte térmico e pelo nível de H no metal de solda, é necessário levar em conta esses outros fatores. Isto é feito mediante fatores de correção, não aplicados diretamente no valor de  $T_o$ , mas indiretamente através da diferença no carbono equivalente a usar, conforme consta nas Figuras 10 e 11.

Figura 10: Correção do valor de CEN em função da energia de soldagem e do carbono equivalente ( $CE_{iiv}$ )



Fonte: YURIOKA e KASYA, 1995.

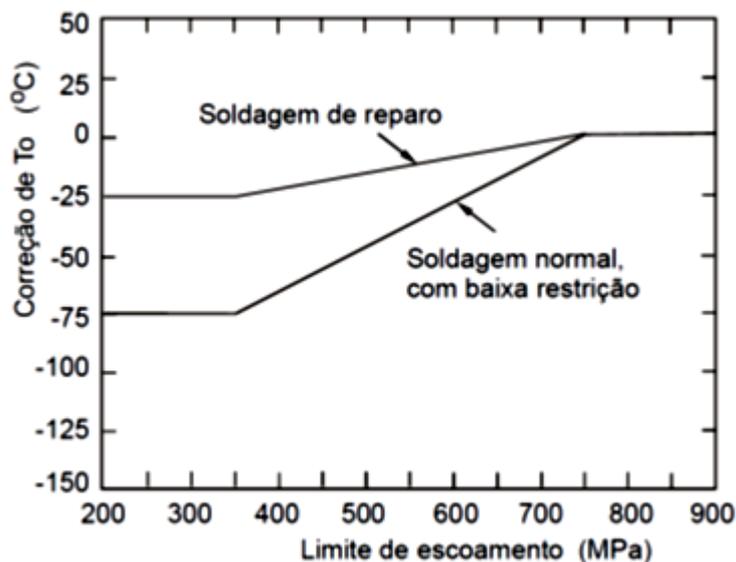
Figura 11: Correção do valor de CEN em função do teor de H no metal de solda.



Fonte: YURIOKA e KASYA, 1995.

Os valores de  $T_0$  críticos obtidos mediante o ensaio Tekken não são utilizados diretamente na prática. Eles devem ser corrigidos conforme mostra a figura 12, em função do limite de escoamento do metal de solda e do nível de restrição da solda. A curva inferior corresponde a uma soldagem normal (com pouca restrição) e a superior corresponde a uma soldagem com alta restrição, como é o caso de uma soldagem de reparo numa estrutura rígida.

Figura 12: Correção da temperatura de pré-aquecimento em função do limite de escoamento do material e do grau de restrição da junta.



Fonte: YURIOKA e KASYA, 1995.

Com o crescimento dos requisitos das propriedades mecânicas dos aços modernos, cresce também a necessidade de um melhor controle das temperaturas durante o processo, principalmente no tempo de resfriamento entre as temperaturas de 800°C e 500°C (t<sub>8-5</sub>), ou seja, na taxa de resfriamento do metal, pois isto afeta diretamente a microestrutura formada. (JONES, 1990).

Com o aumento da temperatura, durante a soldagem ou qualquer procedimento com aporte térmico sobre um aço, mudanças importantes acontecem. Ocorre a dilatação térmica volumétrica do metal por este incremento de temperatura. Durante a mudança de fase também ocorrem variações volumétricas nas variadas direções cristalográficas. Assim, também é importante notar que o inverso ocorre no resfriamento, na mesma faixa de temperaturas. Desta forma, se o material não é aquecido uniformemente, ocorrendo um gradiente de dilatação, o que geralmente acontece em uma solda, podem ocorrer deformações plásticas resultando em distorções no material até o resfriamento.

A energia de soldagem e a temperatura de pré-aquecimento são as fontes de calor que governam o aumento de temperatura em uma junta, enquanto a condutividade térmica (k), a densidade (ρ) e calor específico (c) do material atenuam o aumento da temperatura e comandam a dissipação do calor. A taxa de resfriamento é uma consequência do quanto o material recebe de calor e quanto ele consegue dissipar por unidade de tempo.

A energia de soldagem é definida pelo produto da tensão (U) e da corrente elétrica (I), divididos pela velocidade de soldagem (v), mostrado na Equação 7. Há ainda o termo η, adimensional, menor que 1, que caracteriza o rendimento do processo, seu valor depende dos parâmetros de soldagem e de diversos outros aspectos, incluindo as propriedades físicas dos materiais e a geometria das peças. No caso do processo MIG/MAG, este fator pode variar entre 0,65 a 0,85. Energia de soldagem (E) em J/mm; Tensão elétrica (U) em Volts; Corrente elétrica (I) em Ampères; e velocidade de soldagem (v) em mm/s.

$$E = \frac{U \cdot I}{v} \cdot \eta \quad (7)$$

O tempo de resfriamento é um fator que pode definir a possibilidade de formação de estruturas frágeis na união soldada. Este tempo é medido levando em consideração o aporte de calor, o tipo da junta, a espessura da chapa e as propriedades físicas do material. Durante o resfriamento é possível avaliar de duas formas o quão rápido o metal resfria: um pelo tempo em que o material leva para ir de 800 °C até 500 °C (Δt<sub>8/5</sub>), e outro por convenção

seria a taxa instantânea de resfriamento aos 550 °C ( $dT/dt$  550 °C). Quanto maior o tempo  $\Delta t_{8/5}$  menor a taxa  $dT/dt$  550 °C (RYKALIN e NIKOLAEV, 1971)

A avaliação nessa região de temperaturas acontece, pois neste intervalo estão presentes importantes transformações de fase para a maioria dos aços. O tempo de resfriamento pode ser calculado pela Equação 8, levando em consideração a temperatura de pré-aquecimento, a energia de soldagem e a condutividade térmica (ROSENTHAL, 1946).

$$\Delta t_{8/5} = \frac{E}{2 \cdot \pi \cdot k} \left( \frac{1}{500 - T_0} - \frac{1}{800 - T_0} \right) \quad (8)$$

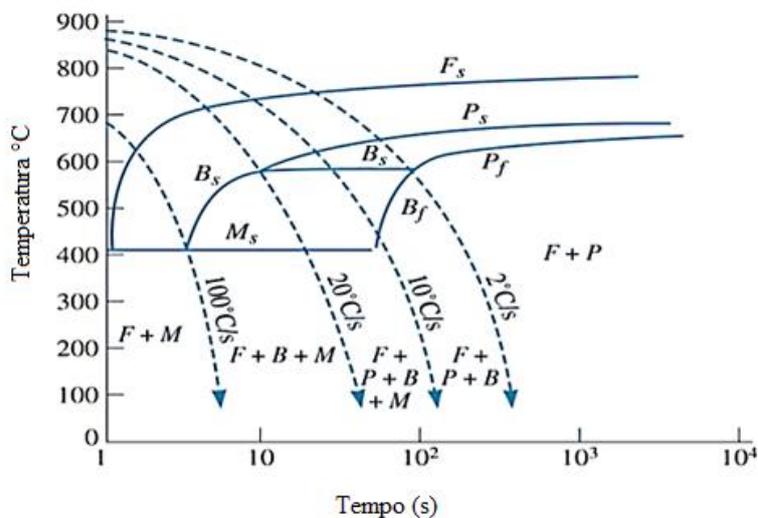
A outra maneira de extrair informação sobre o resfriamento de um ponto é através da taxa  $dT/dt$  550°C, como pode ser visto na Equação 9 (ROSENTHAL, 1946).

$$-\frac{dT}{dt} = \frac{2 \cdot \pi \cdot k (T_r - T_0)^2}{E} \quad (9)$$

Após a solidificação e à medida que ocorre o resfriamento, a austenita pode se decompor numa variedade de constituintes dependendo da composição do aço e do tratamento térmico adotado. Nitretos, carbonetos e outras fases não metálicas podem se formar. Nos aços ao carbono, C-Mn e de baixa liga, os constituintes mais comuns resultantes da decomposição da austenita são formados principalmente pela ferrita, agregados da ferrita com carbonetos, presença de microfases e a martensita (KRAUSS, 2005).

A microestrutura resultante é dependente da quantidade de constituintes presentes no metal de solda, da composição química e da taxa de resfriamento. Taxas mais lentas de resfriamento, geram microestruturas mais próximas do equilíbrio como a ferrita. Já em taxas de resfriamento mais rápidas tendem a gerar bainita ou martensita. A microestrutura formada pode ser identificada através de diagramas de transformação-tempo-temperatura (TTT). De modo semelhante, as curvas de transformação de resfriamento contínuo (TRC) retratadas na Figura 13 podem ser utilizadas para se obter as microestruturas desejadas através do controle de ciclos térmicos, uma vez que a resistência mecânica dentre outras propriedades são dependentes de sua microestrutura (BAILEY, 1994).

Figura 13: Diagrama típico de resfriamento contínuo para um aço baixa liga



Fonte: ASHBY e JONES (1992)

Nas ligas que são resfriadas de forma contínua, a temperatura decresce continuamente com o tempo, indo da temperatura de formação da austenita até a temperatura ambiente, ocorre uma mistura de constituintes do aço em função da transformação se proceder em várias temperaturas no decorrer do resfriamento. Mais heterogeneidade é verificada na liga em função da elevação da velocidade de seu resfriamento. Assim, dependendo dessa rapidez, pode-se ter ferrita e perlita grosseira (em resfriamentos lentos), ou uma mistura de ferrita, perlita e bainita (em resfriamentos moderados) e, inclusive, uma liga contendo ferrita, perlita, bainita e martensita em equilíbrio na microestrutura (em resfriamentos mais rápidos) (CALLISTER, 2009; ASHBY e JONES, 1992).

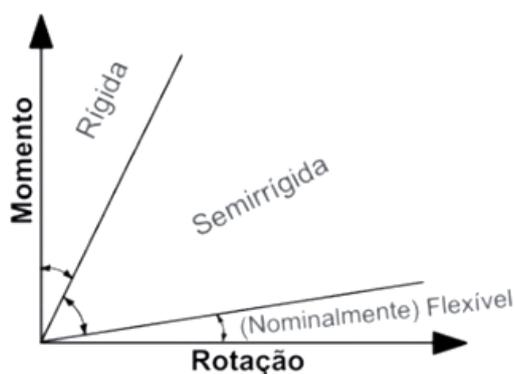
Observações realizadas com base no comportamento estrutural de ligações entre elementos estruturais metálicos, vêm a comprovar a necessidade de considerar-se a resposta não linear das estruturas e das ligações como complemento da análise estrutural. Entretanto, nos últimos anos vêm sendo reforçada a tendência da classificação das juntas soldadas com base na sua função e posição na estrutura (MACHADO, 2012).

Os estudos sobre o comportamento das ligações procuram considerar as características que possam classificá-las em termos de rigidez, resistência e ductilidade. O comportamento estrutural da ligação é caracterizado pela relação momento-rotação ( $M - \phi$ ), que fornece os parâmetros necessários à sua classificação, assim como a análise da estrutura

na qual a ligação está inserida, e seu comportamento não linear (EUROCODE 3, 2005; AISC, 2006).

As forças e deformações empregadas no projeto da estrutura devem ser consistentes com as premissas usadas na análise estrutural e a performance pretendida das conexões. Entre coluna e viga, por exemplo, a conexão pode ser dos seguintes tipos, Figura 14: (a) flexível, ou seja, o momento transmitido é desprezível; (b) semirrígida, em que há transferência dos momentos, mas a rotação entre os membros conectados não é desprezível e a conexão poderá apresentar resistência maior do que a viga; (c) rígida, a qual transmite momento com desprezível rotação entre os membros conectados (EUROCODE 3, 2005; AISC, 2006).

Figura 14: Relação momento-rotação ( $M - \phi$ )



Fonte: AISC (2006)

Modela-se uma conexão como flexível (articulada) ou rígida (engastada). Ao se aplicar um momento, uma ligação rígida não permite rotação, ou seja, o ângulo de rotação entre as partes conectadas é zero. Na ligação flexível, ao contrário, esse ângulo seria infinito, ou seja, a rotação é livre. É claro que, na prática, esses limites são intangíveis. Por análise experimental, pode-se determinar o valor do ângulo de rotação entre as partes conectadas, isto é, o grau de rigidez da ligação.

O comportamento da ligação, geralmente pode ser previsto na fase de análise estrutural do projeto. As especificações mais recentes consideram o comportamento semirrígido das ligações, contribuindo desta forma, para o aperfeiçoamento dos métodos mais tradicionais, onde são considerados comportamentos idealizados, ou seja, as ligações eram dimensionadas considerando-as como rótulas ou como engastes perfeitos.

Estruturas desenvolvidas e construídas a partir de perfis metálicos de seção circular apresentam melhor distribuição de tensão nas seções, quando comparados com perfis

tubulares das demais seções. Em contrapartida, a ligação soldada que utiliza perfis tubulares de seção circular, exige cortes adequados nas extremidades das barras, de maneira a possibilitar o ajuste das superfícies de contato para efetuar a soldagem. Nos demais tipos de perfis não há plena distribuição das tensões, porém, a execução das ligações é facilitada já que é feita em superfícies planas (CSA, 1984).

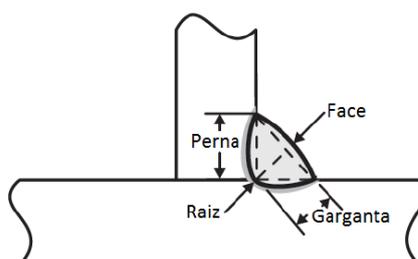
A resistência de uma junta soldada depende da relação entre a resistência do metal de solda (MS) com a área da seção transversal do cordão de solda. Se o carregamento aplicado não exceder o produto da área vezes a resistência do MS, a junta soldada não deve falhar em serviço estático.

As juntas soldadas podem ser projetadas para ter uma resistência que corresponde ou excede a resistência do metal base (MB), porém, as soldas com descontinuidades podem afetar negativamente a resistência mecânica da junta soldada. Desta maneira, os filetes de solda devem apresentar dimensões mínimas para evitar o resfriamento da solda por condução de calor e assim garantir a plena fusão dos materiais, evitar a ocorrência de trincas induzidas pelo Hidrogênio e minimizar distorções ocasionadas pelo aquecimento (AISC, 2006).

No caso de uma junta a topo soldada com penetração completa, a garganta teórica é assumida como sendo igual à espessura da chapa (MILLER, 1994; AWS D1.1, 2006). A garganta efetiva de uma solda de filete, não deverá ser inferior a 3 mm, o comprimento mínimo efetivo de um filete de solda não pode ser inferior a quatro vezes sua dimensão nominal, ou então, essa dimensão da solda deve ser estimada para não exceder  $\frac{1}{4}$ " de seu comprimento efetivo, porém, o comprimento efetivo de uma solda de filete não pode ser inferior a 40 mm (Eurocode 3, 2005; AISC, 2006).

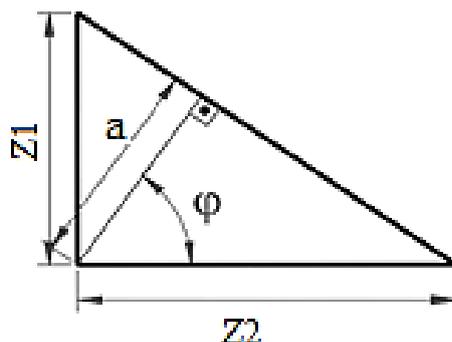
A Figura 15 mostra uma junta em T unida por solda de filete juntamente com a representação da garganta da solda. Sendo que por definição a garganta da solda, aqui representada por “a”, é mensurada pela distância da face diagramática da solda a sua raiz.

Figura 15: Representação da garganta da solda



A fim de otimizar o processo de soldagem, a escolha da geometria adequada para o cordão é de fundamental importância. Considerando-se a seção transversal relativa ao cordão de solda em filete, onde as pernas são representadas respectivamente por  $z_1$  e  $z_2$  como pode ser observado na Figura 16.

Figura 16: Seção transversal do cordão de solda



Assim, pode-se definir a relação ótima ( $z_1/z_2$ ) que possibilite a minimização do volume do cordão de solda para uma mesma seção resistente. Neste caso, a equação do volume do cordão de solda pode ser obtida a partir da Equação 10.

$$V = \frac{z_1 \cdot z_2}{2} \cdot l \quad (10)$$

Onde ( $l$ ) é o comprimento do cordão, sendo que os comprimentos relativos as pernas,  $z_1$  e  $z_2$ , podem ser obtidos com as Equações 11.

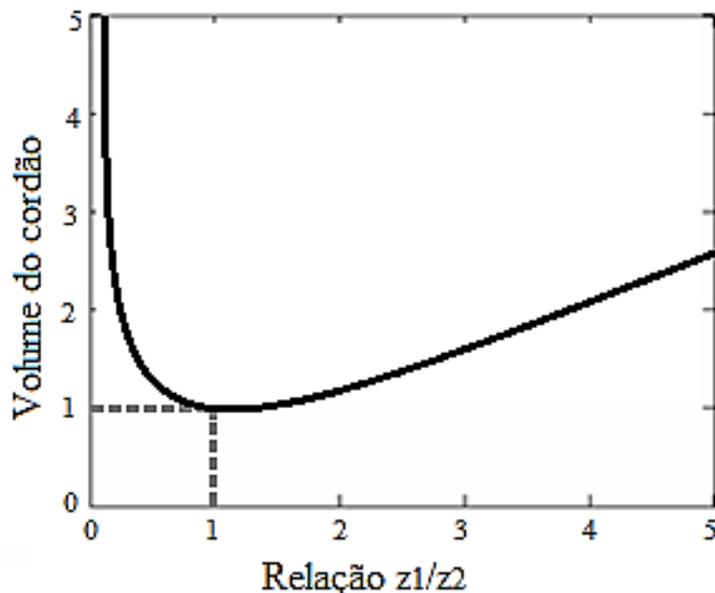
$$z_1 = \frac{a}{\cos \varphi} \quad z_2 = \frac{a}{\sin \varphi} \quad (11)$$

Substituindo (11) em (10), e fazendo  $Tg \varphi = z_1/z_2 = \xi$ , temos a Equação 12.

$$\frac{dV}{d\xi} = \frac{a^2 \cdot L}{2} \left( \frac{2 \cdot \xi^2 - 1 - \xi^2}{\xi^2} \right) = 0 \quad (12)$$

Assim, verifica-se que o menor volume de solda para um valor fixo da garganta e do comprimento  $L$  da solda, ocorre quando as pernas possuem o mesmo tamanho. Isto também pode ser evidenciado na Figura 17.

Figura 17: Relação entre o volume do cordão em relação a razão  $z_1/z_2$



Fonte: IIW (1976)

Critérios de resistência da solda são desenvolvidos com o objetivo de relacionar as propriedades mecânicas dos materiais que compõem a junta soldada com as componentes de tensão obtidas no plano da garganta da solda, resultantes das solicitações externas à junta.

Um fator que torna complexa a colaboração entre o engenheiro de soldagem e o projetista da estrutura, são os projetos poderem ser conceitualmente diferentes (MACHADO, 2012). Por exemplo, a NBR 8800 (2008) baseada na AISC (2006) considera que o dimensionamento da garganta pode ser realizado através do projeto baseado em fator de carga e resistência, entretanto, a AWS D1.1 (2006) utiliza o projeto baseado em tensão admissível.

O projeto baseado em fator de carga e resistência emprega o método dos estados limites, ou seja, a condição na qual uma estrutura ou parte dela alcançou sua máxima capacidade de suportar carga (estado limite de resistência). Este é um método para ajustar uma estrutura de forma que nenhum estado limite deverá ser excedido quando esta for submetida a todas combinações de cargas, neste caso utilizam-se fatores individuais para cada carga e para a resistência. Devido aos diferentes fatores refletirem o grau de incerteza das distintas cargas e combinações das mesmas e a precisão na previsão da resistência, é possível uma confiabilidade mais uniforme (AISC, 2006; NBR 8800, 2008).

Já o projeto baseado em tensão admissível é caracterizado pelo uso de cargas de serviço não decompostas, em conjunto com um único fator de segurança aplicado à resistência admissível. Devido à imprevisibilidade das ações variáveis, não é possível estabelecer uma confiabilidade uniforme para toda a estrutura (AWS D1.1, 2006).

A criação de um modelo matemático a partir da mecânica dos meios contínuos, ou mais especificamente, através da teoria da elasticidade, tem por objetivo, estabelecer o equacionamento referente às condições de equilíbrio, constitutivas e de compatibilidade geométrica associadas a esses modelos matemáticos, que representem adequadamente a situação física presente no estudo.

Em análises estruturais, normalmente deseja-se determinar o campo de deslocamentos, as deformações e as tensões atuantes ocasionados pelo carregamento externo aplicado à estrutura. A teoria da elasticidade tem possibilitado a criação de modelos matemáticos complexos que permitem a formulação e solução destes problemas. Porém, a aplicação de tais modelos a situações práticas apresenta um grande nível de dificuldades e sua solução analítica torna-se em muitos casos demasiadamente trabalhosa e/ou impossível (ALVES, 2009; KOROL e MIRZA, 1982).

Isso acontece porque durante a análise estrutural a situação problema apresenta-se de forma complexa e o projetista necessita para a realização do estudo: da real representação matemática dos carregamentos envolvidos; da representação geométrica; da composição química e do comportamento dos materiais entre outros. Devido a estes complicadores é comum a utilização de hipóteses simplificadoras a fim de permitir a utilização de modelos matemáticos com soluções analíticas mais simples (SOUZA, 2003).

Por outra perspectiva, é de suma importância a criação de modelos matemáticos capazes de representar com maior eficiência o real comportamento de estruturas sob carregamentos gerais, pois na concepção de uma estrutura o engenheiro projetista pode inferir uma condição estrutural complexa, o que impõe um tratamento analítico mais elaborado, baseado em teorias gerais de difícil acesso ou interpretação (ALVES, 2009; SOUZA, 2003).

O método baseado no esforço total da junta é o mais utilizado do ponto de vista de engenharia, porque relaciona as cargas incidentes e as tensões admissíveis dos materiais de base da junta com a dimensão do cordão. Na literatura são disponibilizadas diversas relações para o dimensionamento de acordo com os principais casos de carregamento e geometria dos

cordões: juntas submetidas a esforços normais; juntas submetidas a esforços cisalhantes; juntas submetidas a momentos fletores; juntas submetidas a momentos torçores; ou a combinação de ambos. (TIMOSHENKO e GOODIER, 1970; SHIGLEY, 1963).

A falha de elementos mecânicos é um processo que pode assumir as mais distintas formas, dependendo do tipo de aplicação, do material, das condições ambientais entre outros fatores. Devido aos carregamentos impostos, qualquer peça mecânica, ou elemento estrutural, está sujeita a um complexo estado de tensões. A partir deste estado de tensões pode-se determinar, por exemplo, as tensões principais e a máxima tensão cisalhante.

Diversos códigos e normas podem ser utilizados no dimensionamento de cordões de solda: Eurocode 3 (2005); AISC (2006); AWS D1.1 (2006); a NBR 8800 (2008), entre outros. Todos são baseados em simplificações, as quais muitas vezes resumem-se em considerar que, a partir da identificação das cargas externas, as tensões são uniformemente distribuídas ao longo da seção da garganta do cordão de solda, combinando-as de modo a satisfazer determinado critério (MACHADO, 2011).

O desempenho de resistência e deformação de elementos de solda de filete depende do ângulo que a força faz com o eixo do elemento de solda. Soldas de filete carregadas transversalmente têm resistência aproximadamente 50% maior do que soldas carregadas longitudinalmente. Os critérios básicos para dimensionamento ainda se aplicam, ou seja, a tensão permissível em soldas de filete no código foi limitada a 0,3 vezes resistência à tração mínima classificada do depósito de solda (FEXX), ou seja, limitada a 30% da resistência a tração do consumível utilizado como metal de adição; no entanto a AWS fornece a opção de uma tensão permissível ( $F_{us}$ ) mais alta para soldas de filete baseadas no cálculo de um valor específico para o ângulo de carga, obtida pela Equação 13 (AWS D1.1, 2006).

$$F_{us} = 0,852(1,0 + 0,5\sin^{1,5}\theta). FEXX \quad (13)$$

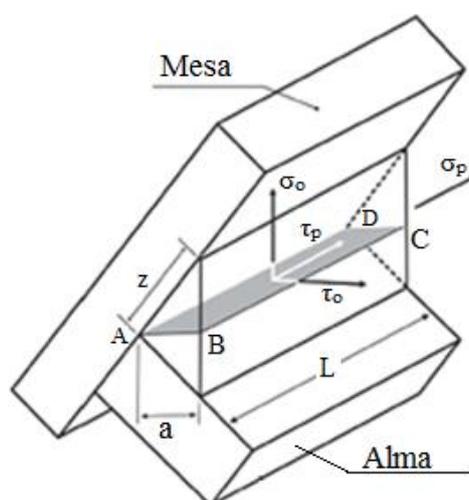
Ao projetar-se soldas de filete, o aumento da resistência devido ao ângulo de carga pode ser considerado multiplicando a resistência disponível dos cordões de solda por  $(1,0 + 0,50 \sin^{1,5} \theta)$ , (CISC, 2006).

Onde  $\theta$  é o ângulo de carga medido a partir do eixo longitudinal da solda em graus. Contudo para soldas com carga transversal,  $\theta = 90^\circ$ , há um aumento de 50% na resistência da solda em relação a uma solda longitudinalmente carregada,  $\theta = 0^\circ$ . No entanto, esse aumento da resistência do cordão de solda é acompanhado por uma diminuição na

ductilidade. Para uma solda de linha única, a ductilidade reduzida pode ser considerada irrelevante para a maioria das aplicações. No entanto, para grupos de solda compostos por soldas carregadas em vários ângulos, essa alteração na ductilidade significa que o projetista deve considerar a relação de deformação em função do carregamento (AISC 2006).

As soldas de filete podem ser usadas para conectar peças nas quais as faces de fusão formam um ângulo entre 60° e 120°. Neste código uma distribuição uniforme do carregamento é assumida na seção da garganta da solda, levando a tensões normais e a tensões de cisalhamento, como mostrado na Figura 18 (EUROCODE, 2005).

Figura 18: distribuições das tensões na garganta da solda



Fonte: Eurocode 3 (2005)

Onde: ( $\sigma_0$ ) é a tensão normal perpendicular a garganta; ( $\sigma_p$ ) é tensão normal paralela ao eixo da solda; ( $\tau_0$ ) é a tensão de cisalhamento perpendicular a garganta; ( $\tau_p$ ) a tensão de cisalhamento no plano da garganta paralela ao eixo da solda; e (“a” e “z”) são, respectivamente, a garganta e a perna do cordão de solda.

A tensão normal paralela ao eixo não é considerada ao verificar a resistência do projeto da solda, ou seja, a resistência de projeto da solda de filete será suficiente se forem satisfeitas as condições das inequações (14) e (15) (EUROCODE, 2005).

$$[\sigma_0^2 + 3(\tau_0^2 + \tau_p^2)]^{0,5} \leq f_u / (\beta_w \cdot \gamma_{M2}) \quad (14)$$

$$\sigma_0 \leq 0,9 f_u / \gamma_{M2} \quad (15)$$

Onde:  $f_u$  a resistência à tração final nominal da parte mais fraca unida;  $\beta_w$  é o fator de correlação; e  $\gamma_{M2}$  é um fator de segurança para juntas recomendado pelo Eurocode. Porém, a resistência ao cisalhamento ( $\tau_s$ ) do cordão de solda deve ser determinada a partir da Equação 16 (EUROCODE, 2005).

$$\tau_s = \frac{f_u/\sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} \quad (16)$$

Investigações sobre soldas transversais de filetes indicaram que soldas de filete transversais em tensão (onde a carga é aplicada perpendicularmente ao eixo da solda) eram aproximadamente 60% mais resistentes que as soldas longitudinais (onde a carga é aplicada paralela ao eixo da solda). Achados semelhantes são relatados por outros (LIGTENBERG, 1968; HIGGINS E PREECE, 1969; CLARK, 1971).

Butler e Kulak (1971) conduziram uma série de experimentos em amostras com soldas de filete (6,35mm de perna) carregadas em tensão a 0°, 30°, 60° e 90° ao eixo da solda. O propósito de seu teste foi estabelecer o efeito do comportamento da direção da carga na resposta carga-deformação de soldas de filete.

Com base nos resultados dos testes, Butler e Kulak concluíram que o aumento do ângulo de carga melhorou a resistência e reduziu a capacidade de deformação do cordão de solda, a partir destes experimentos uma equação empírica, Equação 17, foi desenvolvida para prever a capacidade de carga em função da direção da carga aplicada ao eixo da solda.

$$R_{ult} = \frac{10 + \theta}{0,92 + 0,0603 \cdot \theta} \quad (17)$$

Onde,  $R_{ult}$  é a previsão de capacidade de uma solda de filete segundo a orientação de carregamento  $\theta$  dada em kpsi/inch.

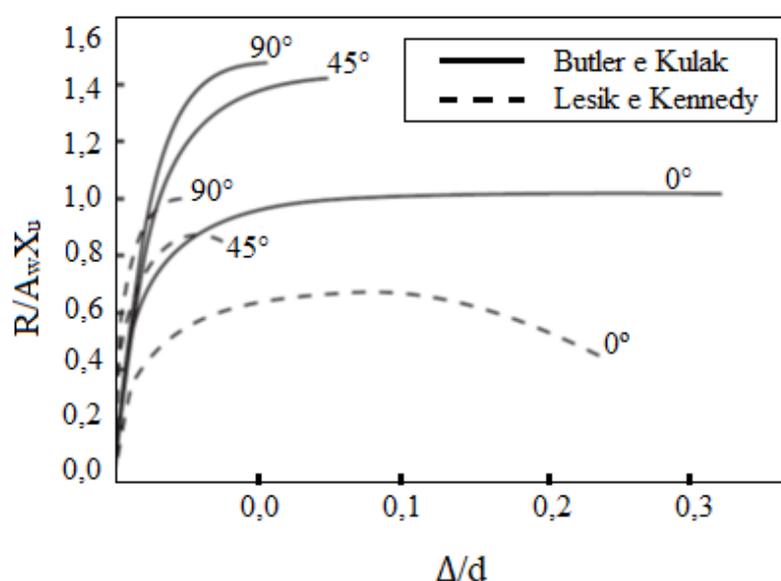
Lesik e Kennedy (1990) formularam uma versão simplificada da equação da força usando o método de centro instantâneo de rotação para calcular a força das soldas de filete carregadas excêntrica no plano em várias direções e propuseram uma relação carga versus deformação para soldas carregadas com ângulo  $\theta$  em relação ao eixo da solda, da seguinte forma, Equação 18.

$$R_\theta = 0,67 \cdot X_u \cdot A_w (1,0 + 0,5 \sin^{1,5} \theta) f(\rho) \quad (18)$$

Onde,  $R_\theta$  é a capacidade de carga da solda de filete quando carregada em um ângulo  $\theta$  ao eixo da solda,  $A_w$  é a área de solda calculada na garganta,  $X_u$  é a resistência a tração nominal do metal de adição e  $\rho$  é a deformação do cordão de solda.

A Figura 19 apresenta a comparação das curvas de deformação de carga de amostras carregadas em ângulos  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $90^\circ$ , previstos por Butler e Kulak (1971) e Lesik e Kennedy (1990). Quando comparando a resistência dos cordões de solda de amostras carregadas em cada ângulo, percebe-se que as previsões de Butler e Kulak são cerca de 50% mais altos do que o modelo proposto por Lesik e Kennedy.

Figura 19: Curvas de deformação em vários ângulos.



Fonte: Lesik e Kennedy (1990).

Uma série de testes foram conduzidos por Butler, Pal e Kulak (1972) em conexões soldadas de filete carregadas excentricamente, a fim de estudar o comportamento de grupos de solda sujeitos a combinação de cisalhamento direto e momento. Com base nos resultados dos ensaios, foi desenvolvido o método do centro de rotação instantâneo. Trata-se de um método teórico para prever a capacidade final de conexões soldadas excentricamente carregadas, onde os cordões de solda podem sofrer deformação em toda a sua profundidade.

Este método contém os parâmetros da direção da carga aplicada e a resposta real de deformação-carga de elementos da solda de filete. As seguintes suposições foram feitas para prever a capacidade final de uma conexão soldada por filete que é carregada excentricamente:

- Todos os segmentos no grupo de solda giram em torno de um centro instantâneo de rotação
- A deformação que ocorre em qualquer ponto do grupo de solda varia linearmente com a distância do centro instantâneo e atua em uma direção perpendicular à um raio a partir desse ponto.
- A capacidade máxima de uma conexão é alcançada quando a força e a força finais a deformação por ruptura de qualquer elemento da solda é atingida.
- A resistência máxima de uma solda de filete sujeita a um cisalhamento induzido por tensão é equivalente a uma solda idêntica carregada no cisalhamento induzido por compressão.
- A linha de ação da carga é paralela ao eixo principal do grupo de solda.

Neis (1980) propôs modelos simplificados de forma fechada na tentativa de encontrar uma substituição do modelo mais complexo proposto por Dawe e Kulak (1972). Todos os modelos desenvolvidos inferiam a tensão máxima na solda assumida como sendo a tensão de ruptura na fibra extrema no lado de tensão da junta soldada. A capacidade de solda foi tomada como a capacidade de uma solda transversal ( $\theta = 90^\circ$ ), como previsto no modelo proposto por Butler e Kulak (1971). Várias distribuições de carregamentos foram investigadas, tanto na tensão como nas zonas de compressão da conexão.

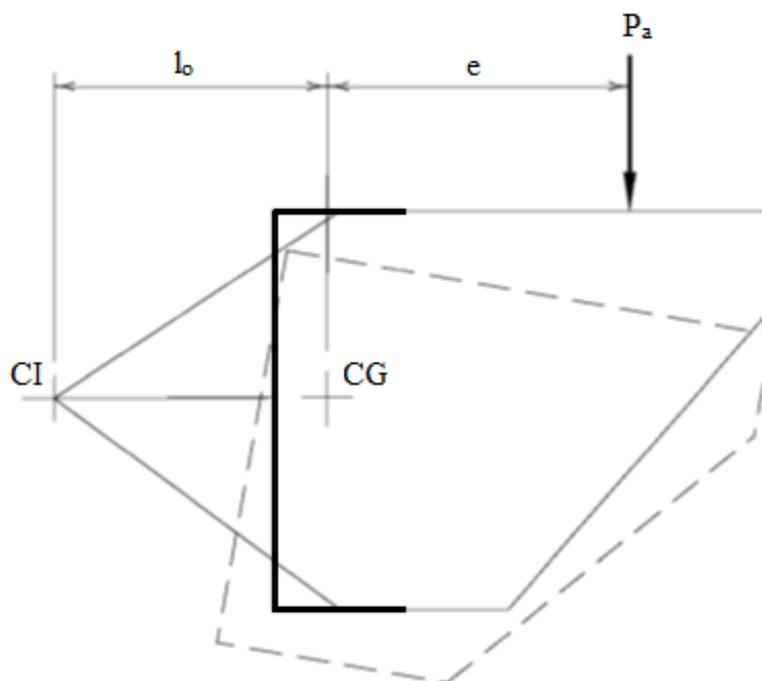
Após uma revisão dos modelos propostos por Neis (1980), Beaulieu e Picard (1991) propuseram um modelo que dava boa correlação com o modelo mais complexo e os dados de teste de Dawe e Kulak (1972). Embora o modelo de previsão original proposto por Beaulieu e Picard foi baseado na resistência do metal de solda prevista por Butler e Kulak (1971), o modelo proposto foi posteriormente adaptado à resistência da solda prevista por Lesik e Kennedy (1990) (Picard e Beaulieu, 1991). Este último modelo foi adotado pelo Instituto Canadense de Construção em Aço para sua edição do *Steel Design Handbook* (CISC, 2006).

Quando grupos de solda são carregados em cisalhamento por uma carga externa que não age através do centro de gravidade do grupo, a carga é excêntrica e tenderá a causar rotação e translação entre as partes conectadas pelas soldas. O ponto sobre o qual a rotação tende a acontecer é chamado centro instantâneo de rotação. Sua localização depende da excentricidade da carga, geometria do grupo de solda e da deformação da solda em diferentes ângulos da força resultante, relativa ao eixo da solda (SHIGLEY, 1963).

Considerando um grupo de soldas pode-se afirmar que a resistência total de todos os elementos de solda combina para resistir à carga excêntrica, e quando o local correto do centro instantâneo de rotação for selecionado, as equações no plano da estática serão satisfeitas. Uma explicação completa do procedimento, inclusive com amostra de problemas é dada por Tide (1980).

A excentricidade tende a produzir rotação e translação de um elemento da junta soldada em relação ao outro. O efeito combinado dessa rotação e translação é equivalente a uma rotação sobre o ponto definido como o centro de rotação instantâneo (CI), conforme ilustrado na Figura 20. A localização do CI depende da geometria do grupo de solda também como direção e ponto de aplicação da carga (LESIK e KENNEDY, 1988).

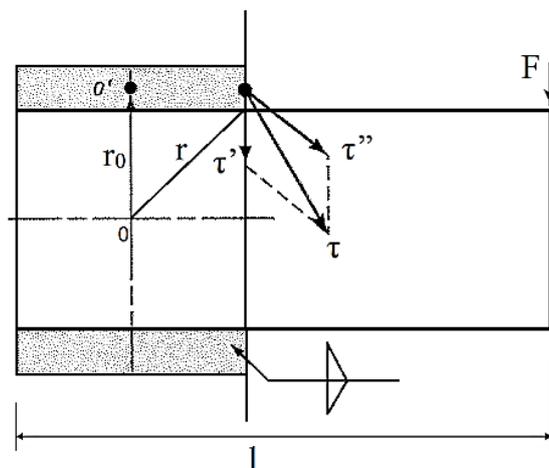
Figura 20: Localização do Centro de Rotação Instantâneo (CI)



Fonte: Adaptado de LESIK e KENNEDY (1988)

A Figura 21 ilustra uma viga em balanço, com carregamento externo fora do centro de gravidade, de comprimento ( $l$ ) soldada a uma coluna por duas soldas de filete transversais ao carregamento externo ( $F$ ). Pode-se analisar a reação devido ao carregamento externo e afirmar que esta consiste em uma tensão primária de cisalhamento ( $\tau'$ ) ocasionada pelo esforço cortante ( $V$ ) e uma tensão secundária de cisalhamento ( $\tau''$ ) inferida pelo momento ( $M$ ) gerado pelo carregamento Juvinal e Marshek, (2006); Shigley, (1963).

Figura 21: viga em balanço com dois cordões de solda transversais ao carregamento F



Fonte: Adaptado de Shigley (1963)

A magnitude da tensão primária de cisalhamento pode ser calculada através da Equação 19.

$$\tau' = \frac{V}{A} \quad (19)$$

Onde (A) é a área de cisalhamento e corresponde neste caso a área da garganta de todos os cordões de solda. Já a tensão secundária de cisalhamento ou “torção” das soldas, produzida pelo momento no apoio, é obtida pela Equação 20.

$$\tau'' = \frac{M \cdot r}{J} \quad (20)$$

Onde (M) é o momento ocasionado pelo carregamento, (r) é a distância do centroide do grupo de soldas até o ponto de soldas de interesse e (J) é o segundo momento polar de área do grupo de soldas em relação ao centroide do grupo, Shigley, (1963); Juvinal e Marshek, (2006); Norton (2011).

As tensões devido ao torque têm a direção perpendicular ao raio do ponto onde estão sendo calculadas, ou seja, perpendicular à reta que liga o ponto e o centro de gravidade do grupo de soldas. Quando os tamanhos dos cordões de solda são conhecidos, o cisalhamento primário e secundário pode ser determinado e seus resultados combinados fornecem uma boa aproximação da tensão de cisalhamento máxima ocasionada pelo carregamento (BLODGETT, 1966).

Colocar a largura da solda com valores unitários nos permite tratar cada filete de solda como uma linha e o segundo momento polar de área ( $J$ ) resultante passa a ser o segundo momento polar unitário de área ( $J_u$ ) que possui o mesmo valor independentemente do tamanho do cordão de solda, contanto que os valores das pernas dos cordões de solda sejam iguais. Visto que a garganta de uma solda de filete é igual a 0,707 vezes o tamanho da perna do cordão de solda. A relação entre  $J$  e o valor unitário é obtido pela Equação 21 (SHIGLEY, 1963).

$$J = 0,707.z.J_u \quad (21)$$

Onde  $z$  é o valor do tamanho da perna do cordão,  $J_u$  pode ser encontrado por métodos convencionais para uma área com largura unitária. As áreas de garganta e os segundos momentos polares unitários de área para conjuntos de soldas de filete são comumente encontrados em tabelas e normas.

### 3. MATERIAIS E MÉTODOS

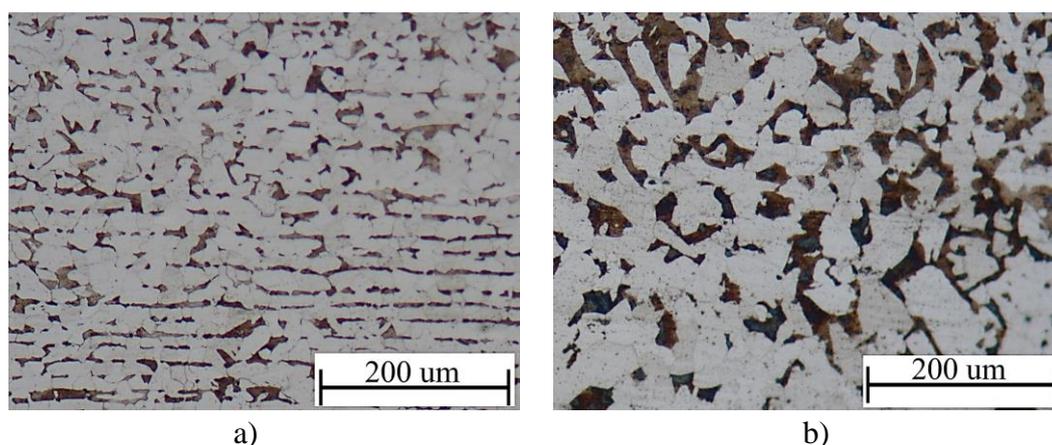
Neste capítulo são apresentadas as propriedades dos metais base e de adição, os equipamentos, procedimentos de soldagem adotados à caracterização macroestrutural da junta soldada, o desenvolvimento dos dispositivos elaborados para inferir carregamento torcional aos corpos de prova, a caracterização dos espécimes analisados e os procedimentos utilizados na realização dos ensaios mecânicos.

#### 3.1. CARACTERIZAÇÃO DO METAL BASE E DE ADIÇÃO

Para a confecção dos espécimes a fim de realizar os ensaios experimentais, foi selecionado como metal base o aço estrutural ASTM A-36 e o aço carbono manganês S235 JR. O aço ASTM A 36 foi escolhido por tratar-se de um aço estrutural largamente utilizado na confecção de perfis estruturais. Já a utilização do aço carbono manganês S235 JR foi feita pelo fato deste atender as necessidades da pesquisa.

Para a análise da microestrutura foi empregada microscopia ótica, as amostras foram atacadas com Nital 3%. As Figuras 22 (a) e (b) apresentam, respectivamente, as microestruturas do metal de base ASTM A-36 e EM S235 JR, onde percebe-se a presença das fases que compõem a microestrutura de ambos. Possivelmente observa-se ferrita, sendo a parte mais clara e a parte escura perlita.

Figura 22: Micrografias dos metais base (a) ASTM A-36, (B) EM S235 JR



A composição química dos metais base foi obtida por espectrometria de emissão óptica, junto ao Laboratório de Fundição da UFRGS (LAFUN), e encontra-se apresentado na Tabela 4 em percentual de massa. Os valores atendem as respectivas normas (ASTM A36/A36M-14, 2014; EN 10025-2: 2004).

Tabela 4: Composição química em % dos aços ASTM A-36 e S235 JR.

MetalBase	% C (máx.)	% Mn (a)	% P (máx.)	% S	% Si	% Cu (máx.) *
A-36	0,161	0,785	0,027	0,011	0,189	0,005
S235 JR	0,209	1,107	0,021	0,013	0,227	0,0098

(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.

As propriedades mecânicas dos MB foram medidas em amostras confeccionadas conforme recomendações da NBR ISO 6892 (2002). As propriedades mecânicas exigidas para esses aços pelas respectivas normas são apresentadas na Tabela 5 (ASTM A36/A36M-14, 2014; EN 10025-2: 2004).

Tabela 5: Propriedades mecânicas dos aços ASTM A-36 e S235 JR.

MetalBase	Tensão de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)	Alongamento (mm)
ASTM A-36	250*	400 - 550	20*
S235 JR	215*	360 - 510	24*

\* para chapas

Na deposição dos cordões de solda utilizou-se arames maciços AWS ER70S-6 e AWS ER120S-G, ambos com diâmetro 1,2 mm empregados individualmente. O primeiro consumível é definido como “*matching*” por apresentar resistência mecânica semelhante aos metais base, já o segundo é considerado “*overmatching*” por apresentar resistência mecânica maior que os metais base (MILLER, 1994; AISC, 2006).

A análise química dos elementos relevantes é mostrada em porcentagem de massa (% em peso) na Tabela 6, enquanto as propriedades mecânicas são mostradas na Tabela 7, seguindo o certificado de qualidade fornecido pelo fabricante ESAB (2019) e atendendo aos requisitos da AWS (2006).

Tabela 6: composição química dos consumíveis (% massa)

Consumível	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo
AWSER120S-G	0,10	0,68	1,77	0,015	0,010	0,36	1,84	0,45
AWS ER70S-6	0,083	0,87	1,45	0,010	0,015	0,01	0,01	0,04

Fonte: ESAB, 2019.

Tabela 7: Propriedades mecânicas do metal de adição (valores mínimos)

Consumível	Limite de Resistência (MPa)	Tensão de Escoamento (MPa)	Alongamento (%)	Energia Absorvida no Impacto Charpy-V na temperatura
AWS ER120S-G	900	850	18	55 J @ -40°C
AWS ER70S-6	480	400	22	27 J @ -30°C

Fonte: ESAB, 2019.

Escolhe-se a utilização destes consumíveis em função de um dos objetivos desta pesquisa, que é investigar o efeito da resistência mecânica e da ductilidade sobre o comportamento mecânico das juntas soldadas.

### 3.2. CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS DOS CORPOS DE PROVA

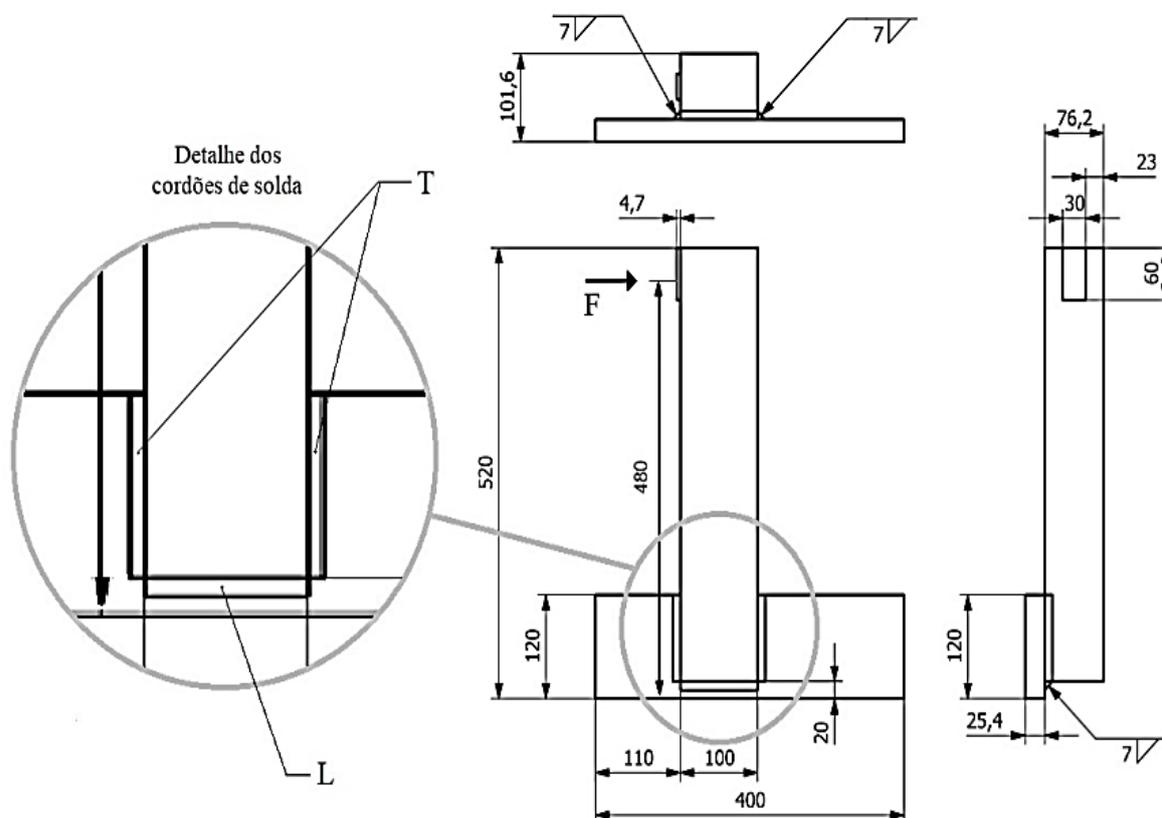
Para a realização desta investigação foram fabricados dois tipos de corpos de prova, os denominados “transversais à direção do carregamento” (indicados por “T”) possuem dois cordões de solda posicionados transversalmente à direção de aplicação da carga (“F”). Por sua vez, naqueles denominados em “C” (os cordões de solda formam um “C”) além dos dois cordões de solda transversais, similares aos anteriores, existe outro cordão de solda na direção de aplicação da carga (indicado por “L”).

Ensaio experimentais preliminares mostraram que esta disposição torna imperceptível a deformação do membro em balanço e do seu suporte. Entretanto com os recursos disponíveis durante a realização destes experimentos não foi possível mensurar a eficiência de transferência dos carregamentos de impacto para os cordões de solda.

Ressalta-se que o membro cuja espessura é 76,2 mm em aço S235 JR está em balanço e suporta os carregamentos laterais, tanto de impacto como quase estáticos. O carregamento é efetuado sobre um “batente” (dimensão 30x60 mm) fixado na sua lateral, denominado “de sacrifício”, pois recebe diretamente os carregamentos de impacto.

A Figura 23 apresenta o detalhamento (no mesmo desenho) dos dois tipos de corpos de prova fabricados com as respectivas cotas, bem como as posições dos cordões de solda com pernas de 7 mm.

Figura 23: detalhamento do conjuntos com cordões de solda “transversais ao carregamento” (indicadas com “T”) e em “C”, que possui adicionalmente um cordão de solda na direção do carregamento (indicado com “L”)

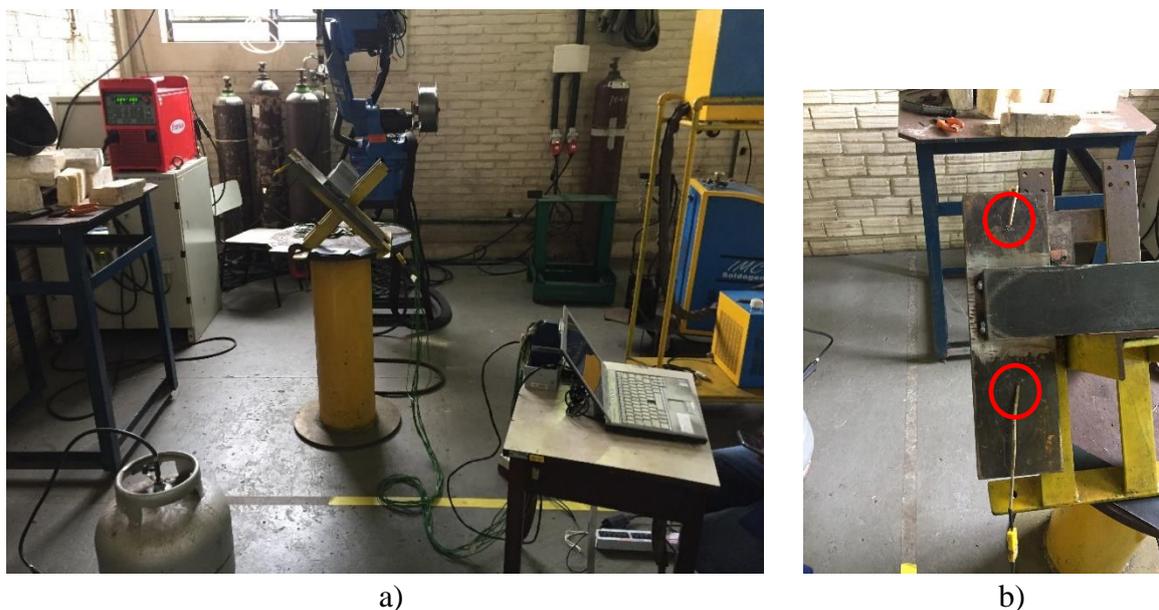


### 3.3. PROCEDIMENTO DE SOLDAGEM

Os Corpos de prova foram fabricados a partir da união de chapas dos metais base através do processo de soldagem por arco elétrico MAG convencional (fonte em modo tensão constante), na posição plana e polaridade  $CC^+$  com proteção gasosa de argônio +  $CO_2$  (15%) e vazão do gás de 15 l/min. Todos os cordões foram realizados com ângulos de trabalho e deslocamento neutros e a distância bico de contato-peça (DBCP) igual a 18 mm.

A Figura 24 (a) apresenta o dispositivo utilizado para garantir o posicionamento e fixação das peças na posição de soldagem, este permite que a peça permaneça na posição de soldagem e não sofra alterações estruturais com o aporte térmico inerente a soldagem, também pode-se perceber, na Figura 24 (b), o posicionamento dos termopares utilizados para o controle da temperatura de pré-aquecimento.

Figura 24: (a) dispositivo usado na soldagem dos CPs, (b) posicionamento dos termopares



Foram utilizados dois termopares do tipo K, posicionados a 100 mm de distância dos cordões de solda, a fim de efetuar o controle da temperatura. O pré-aquecimento foi realizado em forno, sendo que os corpos de prova permaneciam 3 h dentro do forno a uma temperatura de 250 °C.

Para a automação e execução da soldagem MAG utilizou-se um sistema robotizado, composto por uma fonte *TransPuls Synergic 4000 R* da marca *Fronius* e por um robô MA1400 da marca *Yaskawa Motoman Robotics*, o que permitiu controlar a repetibilidade durante o processo de soldagem dos corpos de prova.

Para definição dos parâmetros de soldagem a serem utilizados na programação dos equipamentos foram realizados diversos ensaios com parâmetros diferentes até que se encontrou os parâmetros de soldagem que possibilitaram um arco de soldagem estável, com reduzido nível de respingos e que garantiu uma geometria adequada ao cordão de solda escolhido e penetração total.

Os parâmetros utilizados na programação dos equipamentos de soldagem para realização dos cordões de solda desta pesquisa foram: a temperatura de pré-aquecimento (°C) ; tensão do arco (V); corrente elétrica do arco (A); velocidade da soldagem (mm/s); e a velocidade de alimentação do arame (m/min). A partir dos dados adquiridos durante a soldagem foi possível determinar a energia de soldagem (kJ/mm) e estão apresentados na Tabela 8. Já a energia de soldagem pode ser obtida pela Equação 7, considerando rendimento igual a 100%.

Tabela 8: Condições de soldagem

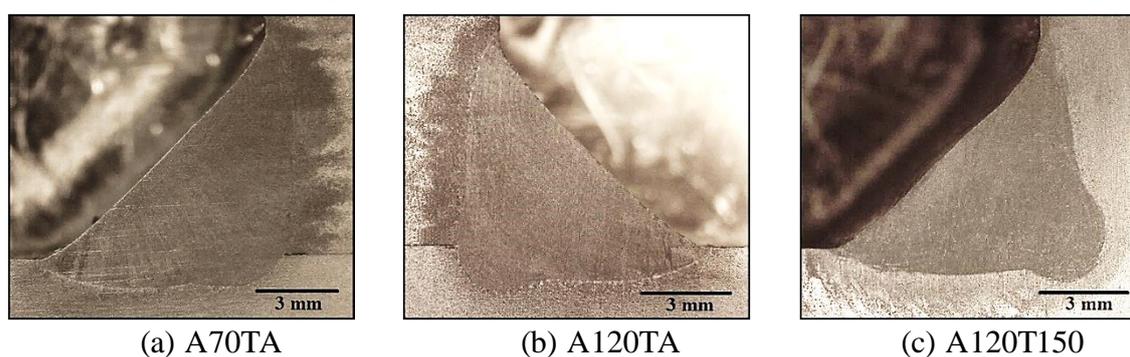
Eletrodo (código do conjunto soldado)	Temp. pré-aquecimento (°C)	Tensão média (V)	Corrente Média (A)	Vel. de Soldagem (mm/s)	Energia de Soldagem (kJ/mm)	Vel. de Alimentação do Arame (m/min)
AWS ER 70S-6 (A70TA)	Ambiente					
AWS ER 120S-G (A120TA)	Ambiente	26,5	242	7,0	0,92	6,5
AWS ER 120S-G (A120T150)	150		(+/- 3)		(+0,02/-0,01)	

Na Tabela 8 também pode-se observar o código do conjunto soldado que doravante será utilizado para identificar o consumível utilizado e a temperatura de pré-aquecimento utilizados na produção do corpo de prova.

Para a realização da análise macrográfica da morfologia dos cordões de solda foram produzidos três corpos de prova específicos para tal e com condições de soldagem idênticas as definidas para os espécimes a serem ensaiados estaticamente e dinamicamente, realizou-se o corte transversal da junta soldada seguido do fresamento, lixamento com granulometrias na sequência de 80 a 600 “*mesch*” e então o ataque químico por imersão em reagente Nital 10% em tempos de aproximadamente 15 s.

As macrofotografias, Figura 25, das juntas foram registradas com um Scanner marca HP modelo *photosmart* D 110A e a geometria das juntas (área total do MS; área total do MB fundido; área total da região de crescimento de grão (RCG) da ZAC; largura máxima do MS; largura máxima da RCG da ZAC; garganta; área do MS sem reforço) foram medidas com o software “*Image J*”.

Figura 25: Macrografia das juntas soldadas

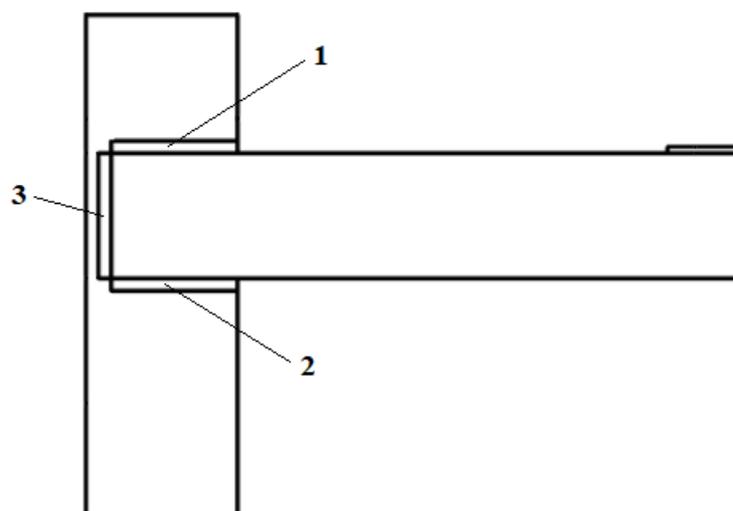


O tempo de resfriamento  $\Delta T_{8/5}$  pode ser ampliado com a utilização de pré-aquecimento, na soldagem uma das finalidades do uso de pré-aquecimento é reduzir a taxa de resfriamento da junta a ser soldada, com isso obtém-se a possível redução da formação de microconstituintes duros e frágeis. A temperatura de pré-aquecimento para que um aço não forme fases frágeis em sua Zona Afetada pelo Calor (ZAC) e assim não corra o risco de ocorrer fratura na junta, pode ser calculada baseada no Carbono Equivalente (CEn) do aço.

Nesta pesquisa optou-se pelo uso de pré-aquecimento igual a 150 °C no metal base onde depositou-se o consumível AWS ER 120S-G pelo fato de sua composição química, vide Tabela 6, favorecer o surgimento de microconstituintes frágeis e para investigar o comportamento deste consumível quando soldado a temperatura ambiente e com pré-aquecimento.

A soldas foram depositadas respeitando sempre a sequência apresentada na Figura 26, ou seja, no caso dos grupos de solda considerados transversais ao carregamento, sempre se depositou o cordão nº1 e posteriormente o cordão nº2. Já nos conjuntos considerados em “C”, ou seja, conjuntos formados por dois cordões transversais e um longitudinal seguiu-se a mesma lógica: primeiro depositou-se o cordão nº1, seguido do cordão nº2 e por fim o cordão longitudinal nº3.

Figura 26: Ordem de realização dos cordões de solda



Já no ensaio de microdureza foi utilizado o método Vickers, onde os corpos de prova para este ensaio foram os mesmos produzidos para a análise metalográfica. Em cada corpo de prova traçou-se o perfil de microdureza Vickers com carga de 0,5 kgf e tempo de indentação de 10 s, em uma linha transversal ao cordão de solda, 1 mm abaixo da superfície das chapas, utilizando um microdurômetro automático digital *Inzise*, modelo ISH-TDV2000 e seguindo orientação da norma (ASTM E384, 2017). O trajeto sobre o qual as microdurezas foram mensuradas foi: MB (aço S235 JR), ZAC, MS, ZAC e MB (aço A36).

### 3.4. ENSAIOS MECÂNICOS

Os dispositivos destinados à realização dos ensaios mecânicos de torção foram desenvolvidos no LS&TC para realizar de maneira eficaz e precisa o carregamento dos corpos de provas.

No caso de dispositivo destinado a realização dos ensaios quase-estáticos trata-se especificamente de um arranjo de componentes individuais, conectados entre si, apropriado para aplicação de torção ao corpo de prova. A estrutura básica deste sistema hidromecânico consiste de um sistema hidráulico conectado a um pistão, estrutura da máquina (pórtico fixo) onde fica posicionado o corpo de prova, elementos de controle (célula de carga, extensômetros, sistema de aquisição de dados, etc.), e outros elementos (dispositivos para fixar os corpos de prova, dispositivos de medição, etc.).

O sistema hidráulico utilizado é composto por um reservatório para o óleo, inversor de frequência conectado ao motor elétrico, com potência de 1/2 CV e 1730 rpm, que aciona a bomba hidráulica de engrenagens com vazão de 1,27 cm<sup>3</sup>/revolução e pressão de trabalho de 175 bar que alimenta com óleo o pistão hidráulico responsável por inferir o carregamento de forças ao sistema.

Neste sistema também estão presentes válvulas para a realização do controle da pressão e da vazão do sistema, possibilitando com isso a variação do carregamento de forças e da velocidade de trabalho do pistão, bem como a inversão do sentido de aplicação da força. Sendo que também existe a possibilidade de variação da velocidade de trabalho do pistão a partir da redução da frequência do sistema pelo inversor de frequência.

Na Figura 27 apresenta-se o dispositivo desenvolvido e utilizado para os ensaios mecânicos dos corpos de prova, no qual se investigará diferentes modelos de corpos de prova e analisar-se-á o comportamento mecânico de diferentes consumíveis de solda submetidos a carregamentos torcionais de forma quase estática, e eventualmente, as técnicas de controle.

A célula de carga, modelo Q-10T, que compõe o dispositivo é confeccionada e fundamentada pela teoria da extensometria, por ponte completa de *Wheatstone* os dados das deformações da célula de carga são adquiridos pelo sistema multicanal digital universal *Spider 8* da marca HBM, equipado com 4 portas de entrada de dados. A calibração da célula de carga foi realizada a partir da medição de diferentes massas conhecidas que foram posicionadas e realizada a correlação entre a indicação obtida e o valor considerado

verdadeiro. Na Tabela 14, Anexo A, são listadas as especificações da célula de carga utilizada.

A fim de evitar a saturação do sinal durante a realização dos ensaios e minimizar o ruído produzido pela rede elétrica, utilizou-se um nobreak para alimentar computador e o sistema de aquisição de dados.

Figura 27: Dispositivo desenvolvido no LS&TC.



Para a realização dos ensaios dinâmicos de impacto torcional também foi desenvolvido no LS&TC um dispositivo que possibilita a aplicação do carregamento de maneira precisa e eficaz, trata-se de um martelo de impacto estrutural, semelhante aos utilizados nos ensaios charpy (KOBAYASHI, 2002). No Anexo B pode-se observar seu detalhamento.

A energia de impacto foi determinada de maneira experimental, através de dois modelos de experimentos, vide Anexo B, e de forma analítica (BELÉNDEZ, A. et. al. 2007; BEER e JOHNSTON, 2013). No primeiro experimento foi utilizado um sensor fotoelétrico que tinha seu sinal interrompido pela passagem de dois elementos fixos ao martelo, pré-definidos para que no momento do impacto possibilitasse mensurar a velocidade de impacto.

No segundo experimento fez-se o uso de uma câmera de alta velocidade da fabricante *Phantom*, modelo V411, estando a ela acoplada uma lente NIKKOR 105mm/f2.8, da Nikon e um filtro UV. A aquisição das imagens foi feita a 7000 quadros por segundo e resolução de 512x512 pixels, sendo processada pelo software PCC (*Phantom Camera Control*).

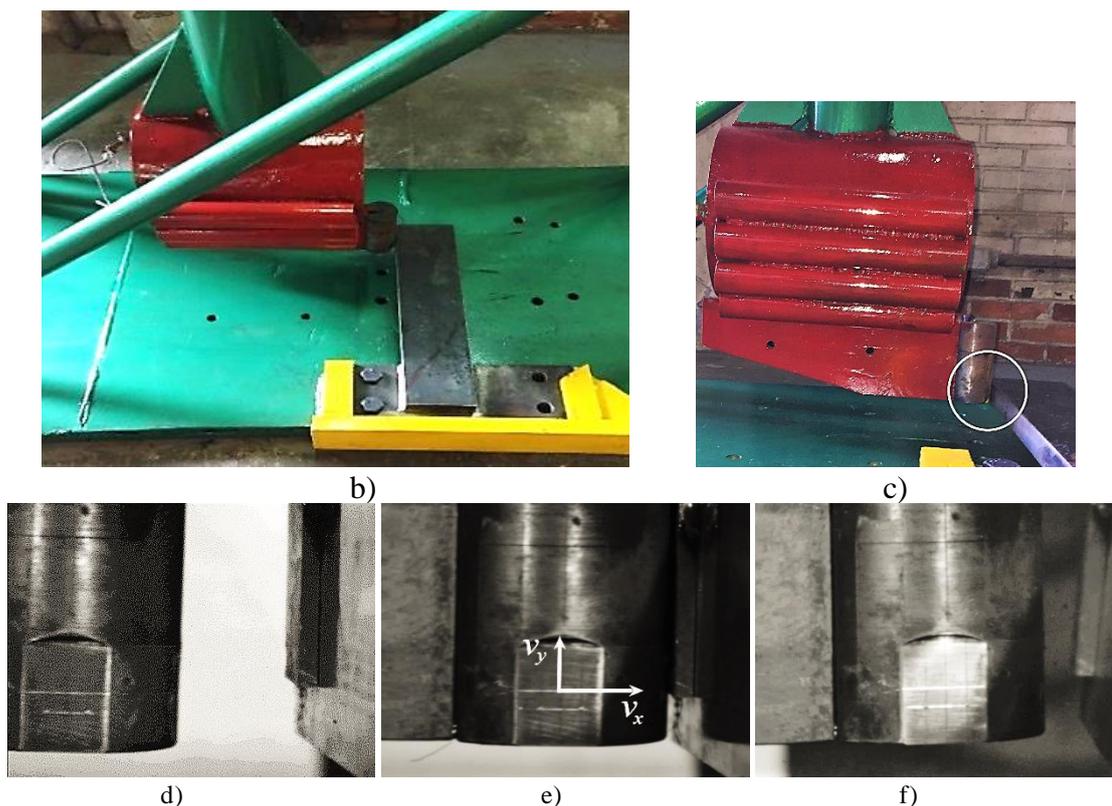
A câmera foi posicionada de maneira a filmar o martelo em movimento no momento do impacto. Este martelo foi lançado a cada 15° de elevação, sem a presença do corpo de prova, até um ângulo máximo de lançamento de 120°, sendo realizados três lançamentos a cada ângulo e calculadas as velocidades de impacto através do software PCC

Maiores detalhes dos experimentos realizados para determinar a velocidade de impacto e a partir desta calcular a energia no momento de impacto podem ser observados no Anexo B. Na Figura 28 pode-se observar o dispositivo de impacto regulado para um lançamento a 110° e a câmera de alta velocidade posicionada para captar a imagem no momento do impacto.

Figura 28: Imagens do dispositivo de impacto desenvolvido no LS&TC.



a)



- Neste fotograma, Figura 28, pode-se observar, em:
- o dispositivo desenvolvido armado na posição de lançamento do ensaio a  $110^\circ$ .
  - o corpo de prova posicionado e o martelo de impacto estrutural no exato ponto de impacto de modo a transmitir torção para os cordões de solda.
  - destaca para o leitor o detalhe que está sendo apresentado em (d), (e) e (f).
  - a região do punção instantes antes do impacto.
  - exato momento onde o punção atinge a chapa de sacrifício, foi inserido o vetor da velocidade linear ( $v_x$ ) utilizado para o cálculo da energia de impacto.
  - o punção momentos após o impacto, onde ocorre a separação das partes.

Para estudo de superfícies de fratura utilizou-se a técnica de análise por microscopia eletrônica de varredura (MEV), pois as superfícies de fratura expressam a sequência de eventos de liberação de energia com propagação de trincas, mostrando a relação entre os componentes da estrutura, campos de tensões locais e formação de texturas (Callister, 2002). A análise fractográfica permite observar, gravar, medir e analisar a fratura, fornecendo a maioria dos dados sobre os processos de fratura do material. Os mecanismos mais envolvidos na falha são a sobrecarga dúctil, impacto, fadiga, desgaste e erosão.

A análise fractográfica através do MEV foi realizada no Laboratório de processamento Mineral (LAPROM) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS). Foram selecionadas três amostras de cada configuração de corpo de prova

utilizados nos ensaios de impacto estrutural, totalizando dezoito amostras. Primeiramente as amostras foram submetidas ao processo de limpeza de impurezas através do ultrassom Ultramet 2003 Sonic Cleaner Buehler® (Buehler, Lake Bluff, Illinois, USA).

Já a análise topográfica da superfície foi realizada com microscópio eletrônico de varredura da marca Tescan; modelo Vega 3, com detector de EDS Oxford. As amostras foram posicionadas sobre o porta amostras com uma fita de carbono, sem que suas superfícies fossem manipuladas diretamente pelo operador e foram obtidas imagens com diferentes aumentos. Com o propósito de mostrar os detalhes da superfície foram utilizados aumentos de 1000 a 5000 vezes nas regiões das fraturas onde ocorreu a maior concentração de tensão, com o objetivo de analisar orientações, contornos e texturas para determinar o micromecanismo da fratura.

#### 4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Na soldagem por fusão define-se diluição como a relação entre os volumes do metal base fundido e todo o metal de solda, ou seja, metal base mais metal de adição. Numa seção transversal da junta soldada, a diluição pode ser calculada através da razão entre a área de metal base fundido e toda a área do metal de solda (MACHADO, 2006).

Para os aços carbono e baixa liga, em geral, a diluição possui pequeno efeito sobre a resistência do metal de solda, porém em aços de alta resistência este fator pode ser relevante na performance da junta soldada, podendo inclusive favorecer falhas. Na Tabela 9 pode-se visualizar para cada conjunto soldado os valores das áreas, obtidos com auxílio do software *ImageJ* e tendo como base a Figura 25, bem como o valor (em %) da diluição.

Tabela 9: Áreas e diluição da junta soldada

Código do conjunto soldado	Área do metal base fundido (mm <sup>2</sup> )		Área do metal de solda (mm <sup>2</sup> )	Diluição (%)
	A-36	EM S235 JR		
A70TA	6,55	5,74	33,38	26,92
A120TA	7,07	6,01	33,47	28,09
A120T150	9,42	6,56	37,39	29,94

Na Tabela 10 estão apresentados os componentes químicos dos metais base e metais de adição utilizados na determinação do valor do carbono equivalente. Nesta tabela, o Carbono Equivalente (CE) é dado pela Equação 6. Cabe aqui destacar que não é objetivo desta pesquisa a análise metalúrgica do cordão de solda. Pode-se perceber que o metal base A-36 possui boa soldabilidade pois possui carbono equivalente  $< 4$ , já o S235 JR possui razoável soldabilidade pois seu carbono equivalente está  $> 4$  e  $< 5$ . Vale atentar que o CE do metal de adição AWS ER120S-G é maior que o CE dos metais de adição, fato que terá influência nos ensaios de dureza e poderá ser visto na Figura 29 (MEESTER, 1997).

Tabela 10: Composição química e carbono equivalente

Metal Base/Adição	% C	% Mn	% (Cr+Mo+V)	% (Ni+Cu)	% C <sub>eq</sub> IIW
A-36	0,161	0,785	-	0,005	0,29
S235 JR	0,209	1,107	-	0,0098	0,46
AWS ER120S-G	0,10	1,77	0,81	1,84	0,68
AWS ER70S-6	0,083	0,87	0,05	0,01	0,24

A temperatura de preaquecimento foi definida como um das variáveis de influência nesta etapa dos experimentos. Conforme descrito no Capítulo 2, o preaquecimento é um dos principais métodos empregado para evitar a propagação das trincas induzidas pelo hidrogênio nas juntas soldadas. O pré-aquecimento do material, da mesma forma que a

energia de soldagem, apresentada na Tabela 8, influencia diretamente na taxa de resfriamento da junta soldada, reduzindo a formação de microestruturas suscetíveis a fragilização, aumentando o tempo de difusão do hidrogênio e diminuindo as tensões residuais causadas pela soldagem. (SVENSSON, 1994 e LINERT, 1994 e ADONYI, 2000).

Na análise do preaquecimento, foram utilizadas duas temperaturas de pré-aquecimento. A primeira temperatura selecionada foi a temperatura ambiente, considerando um valor médio de 25 °C, e a segunda temperatura de pré-aquecimento adotada para a realização destes experimentos foi 150 °C. A seleção desta temperatura de pré-aquecimento foi baseada no CE e método gráfico corrigido apresentado no Capítulo 2.

A taxa de resfriamento entre as temperaturas de 800 e 500°C ( $\Delta T_{8-5}/\Delta t$ ) afeta a formação de microestruturas duros e frágeis. Para os experimentos, a partir das condições impostas durante o ciclo de soldagem, foi calculado o tempo de resfriamento entre as temperaturas de 800 e 500°C ( $\Delta T_{8/5}$ ), a partir da Equação 8. Considerando o valor da energia de soldagem  $E = 920 \text{ J/mm}$  (vide Tabela 8) e da condutividade térmica dos aços ao carbono  $k = 0,041 \text{ W/mm}\cdot\text{°C}$ , como tempo de resfriamento, obteve-se 2,91s para o cordão de solda executado a temperatura ambiente e de 4,71s, quando pré-aquecido, ou seja, suas taxas de resfriamento ( $\Delta T_{8/5}/\Delta t$ ) foram respectivamente, aproximadamente, 103,01 e 63,69 °C/s. Nestes resultados observou-se que o cordão de solda realizado a temperatura ambiente sofreu um resfriamento 62% maior que o cordão executado a 150°C.

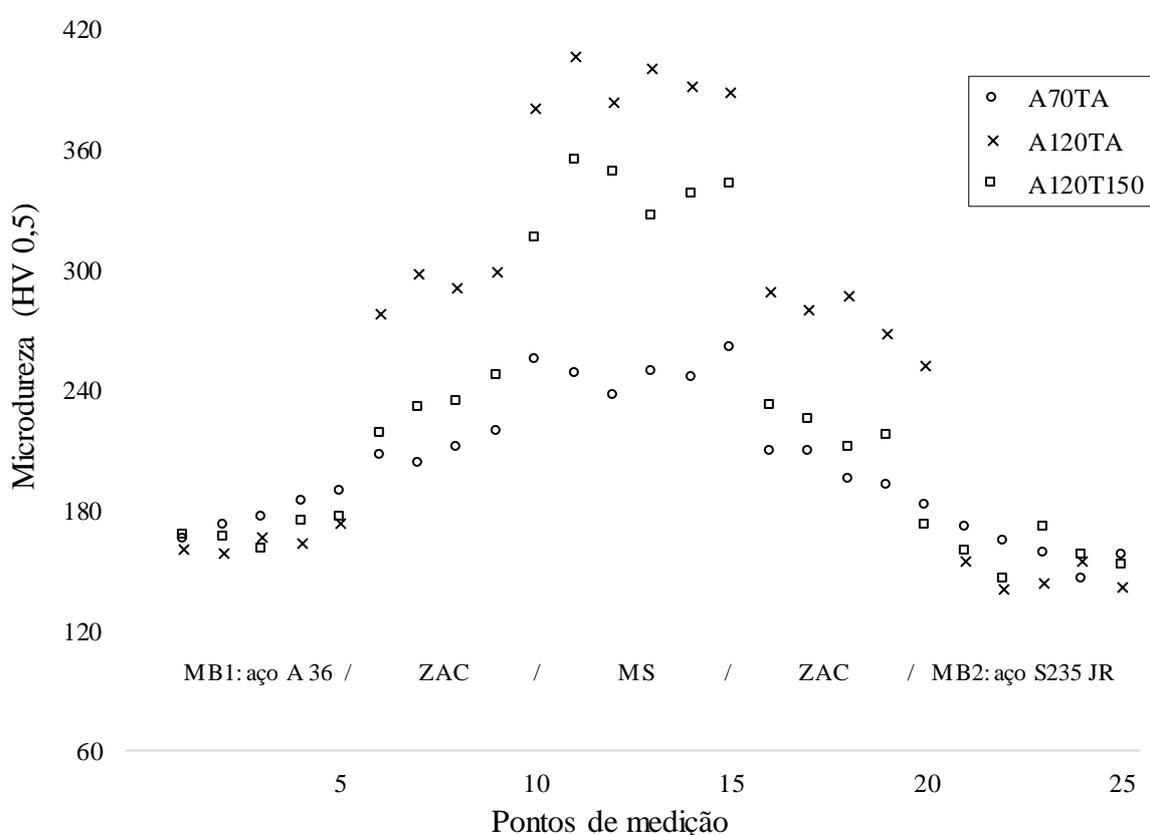
Para cada junta soldada foram produzidos três corpos de prova, cortados transversais à linha de solda e feita a preparação metalográfica convencional com lixamento manual, posterior polimento e ataque. Foram traçados os perfis de microdureza e tabelada a máxima microdureza para cada corpo de prova (Tabela 11) com os experimentos realizados em duplicata para fins estatísticos. Na Figura 29 estão indicadas aproximadamente as diferentes regiões das juntas soldadas, com suas respectivas durezas, sendo a codificação dos conjuntos soldados aquela mostrada na Tabela 8.

Observe-se que devido os valores dos parâmetros de soldagem empregados serem praticamente os mesmos para deposição de todos os cordões de solda, as durezas das zonas afetadas pelo calor (ZACs) são muito próximas para os conjuntos soldados na temperatura ambiente com os consumíveis AWS ER70S-6 (A70TA) e AWS ER120S-G (A120TA), mas são menores para o A120T150, pois ele sofreu pré-aquecimento de 150 °C. Porém, o metal de solda (MS) do conjunto soldado A70TA apresenta dureza cerca de 120 HV0,5 menor do que o do A120T150 e aproximadamente 150 HV0,5 menor do que o A120TA, isto pode ser

atribuído ao fato do pré-aquecimento utilizado diminuir a taxa de resfriamento aumentado com isso o tempo de resfriamento ( $\Delta T_{8/5}$ ). Também pode-se atribuir a maior dureza do A120TA a composição química do consumível utilizado favorecer a formação de microconstituintes duros.

Quando comparado o conjunto soldado A120TA com o A120T150, percebe-se que neste último foram reduzidas tanto as máximas durezas do MS, em cerca de 45 HV<sub>0,5</sub>, quanto da ZAC, em aproximadamente 60 HV<sub>0,5</sub>.

Figura 29: Durezas nas juntas soldadas



Por sua vez, as Figuras 30 e 31, apresentam os resultados dos ensaios quase estáticos para os conjuntos soldados com cordões de solda “ST” e em “C”, respectivamente. Destaca-se que devido à dificuldade de produção dos corpos de prova, em decorrência de sua massa (aproximadamente 42 kg), e de seu elevado custo individual esta pesquisa trabalhou com reduzido número de experimentos, também não houveram valores fora do esperado, o que justifica-se a realização do ensaio com novos CP’s, devido a isso pequenas diferenças percentuais podem não ser significativas. Destes ensaios podem ser extraídos pelos menos dois grupos de informações relevantes, que estão sumarizados na Tabela 10.

O primeiro grupo relaciona-se com as cargas máximas resistidas imediatamente antes de ocorrer súbita redução dos seus valores devido ao início de fratura na junta. Partindo do pressuposto que a ductilidade pode ser distintamente entendida e definida pelos engenheiros em geral, no segundo grupo destaca-se um indicativo diretamente relacionado com a ductilidade estrutural dos conjuntos soldados, conforme conceitualmente definido em Machado (2013), por exemplo, que é a área sob cada curva apresentada nas Figuras 30 e 31, cuja unidade é a mesma do impulso (kN.s). Portanto, este produto do período pela carga atuante que um conjunto suporta sem que se inicie a fratura, é dado por esta área.

Entretanto, evidentemente este fato *não* assegura a continuidade estrutural completa do conjunto soldado, muito menos que ele continua apto para cumprir a função para a qual foi projetado.

Figura 30: Tempo de carregamento e resistência dos cordões de solda transversais

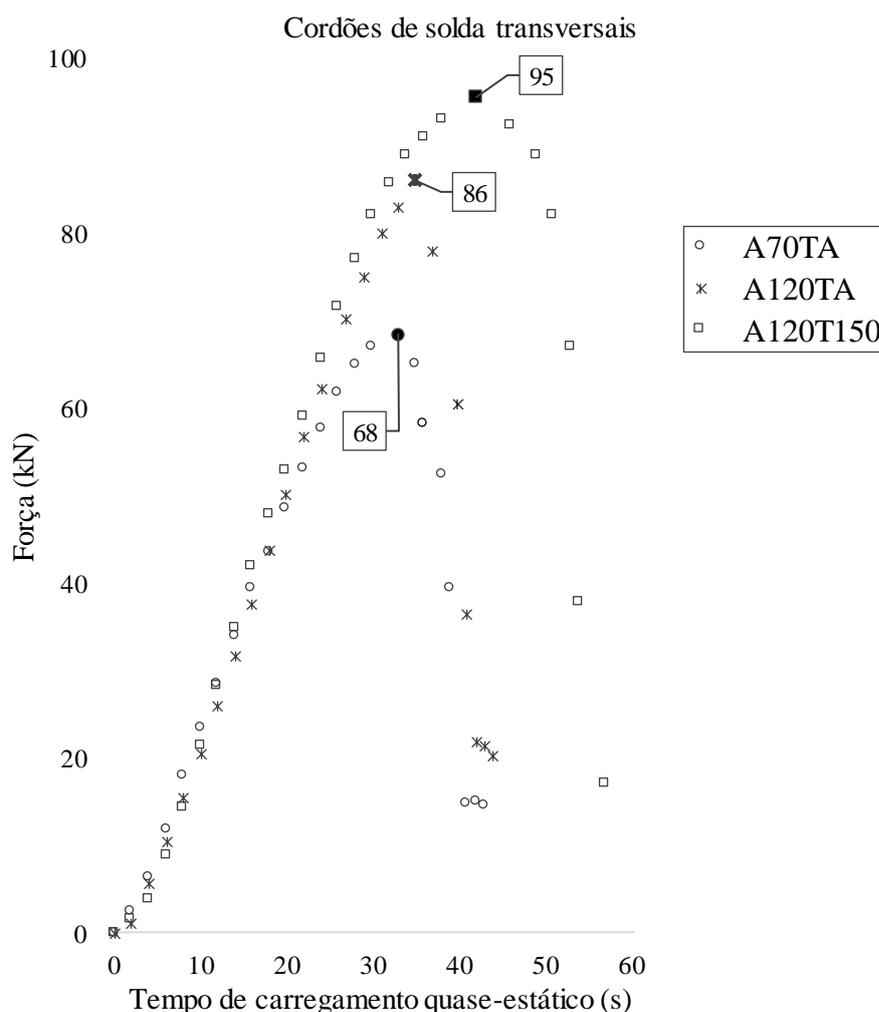
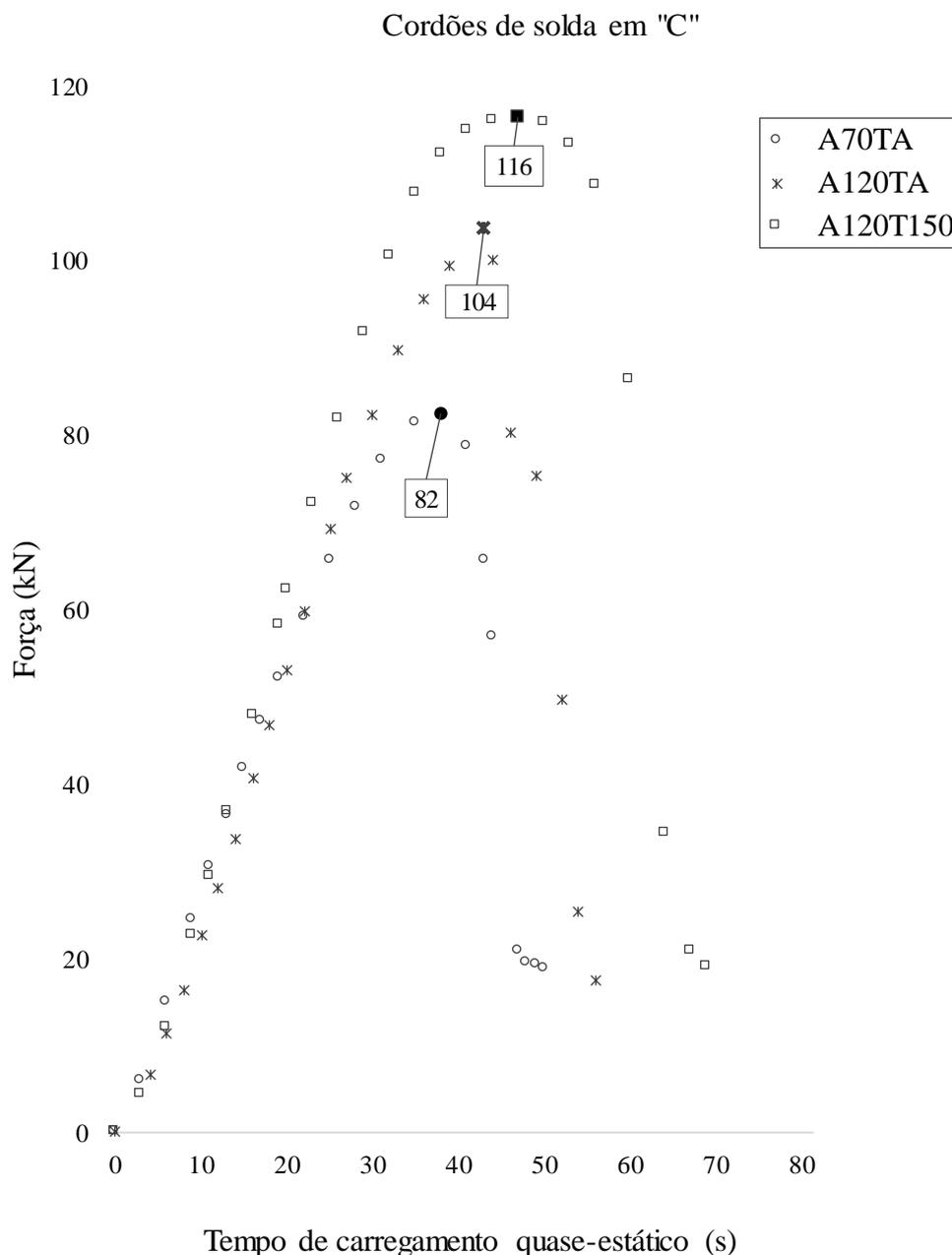


Figura 31: Tempo de carregamento e resistências dos cordões de solda em "C".



De maneira geral, observa-se aumento da dureza com a elevação da velocidade de resfriamento. Essa elevação de dureza possibilita à formação de microconstituintes de baixa temperatura de transformação, os quais foram favorecidos pelas elevadas velocidades de resfriamento. Como pode ser observado, na Figura 13, a taxa de resfriamento imposta a soldagem na temperatura ambiente favorece a formação de Ferrita e Martensita, contudo a utilização de uma temperatura de pré-aquecimento reduz a taxa de resfriamento possibilitando a formação de Ferrita, Bainita e Martensita.

Tabela 11: Cargas máximas resistidas e áreas sob as curvas (Figuras 30 e 31)

Código do Conjunto Soldado	Dureza Máxima no Metal de Solda (HV 0,5)	Carga Máxima Resistida (kN)		Área sob a curva (kN.s) (*)	
		Cordões de Solda Transversais	Cordões de Solda em "C"	Cordões de Solda Transversais	Cordões de Solda em "C"
A70 TA	261	68	83	1181	1743
A120 TA	406	86	104	1377	2174
A120 T150	354	95	116	2104	3189

Nota: (\*) A área sob cada curva foi calculada até o ponto de força máxima.

Então, considerando-se os dois grupos de informações apresentados, a seguinte síntese pode ser realizada:

(i) O pré-aquecimento exerceu profundo efeito sobre o conjunto soldado com o eletrodo AWS ER120S-G, reduzindo a dureza da junta soldada em relação àquele soldado na temperatura ambiente. Aparentemente este pré-aquecimento tornou o conjunto soldado estruturalmente mais dúctil, pois empregando o mesmo consumível o A120T150 passou a suportar cerca de 11% mais carga do que o A120TA, para ambas configurações de solda (transversais e em "C"), sem ocorrência de fratura.

(ii) Analisando a área sob a curva nos ensaios quase-estático percebe-se uma proporcionalidade entre os valores encontrados, qual seja: o conjunto soldado com o eletrodo A120T150 possui cerca de 50% mais área em relação ao A120TA; já o A120TA tem cerca de 18% mais área que o A70TA. Independente da configuração de cordões de solda utilizada.

(iii) Os eletrodos utilizados nos conjuntos soldados A120TA e A120T150 são os mesmos, mas devido ao pré-aquecimento utilizado, a dureza do metal de solda deste último é cerca de 13% menor do que o primeiro. Porém, tanto para cordões de solda transversais como em "C" há notável diferença entre as áreas sob as curvas no ensaio quase-estático, sendo que para o A120TA ela é aproximadamente 50% menor do que a do A120T150.

Os resultados encontrados demonstram a influência da temperatura de pré-aquecimento sobre a taxa de resfriamento imposta no cordão de solda sendo que a utilização da temperatura de pré-aquecimento reduz a possibilidade para a formação do Microconstituente Martensita.

Por sua vez, na Tabela 11 estão as energias que o martelo deve desenvolver para o carregamento de impacto estrutural iniciar a fratura na junta soldada. Observe-se que para definição da energia de início da trinca o martelo foi lançado com intervalos de 5 em 5° de elevação até que se verificou macroscopicamente a existência da trinca. Portanto, a magnitude exata da energia necessária para iniciar a fratura neste carregamento de impacto

estrutural pode ser ligeiramente menor do que aquela apresentada. Cabe aqui ressaltar que para cada energia de impacto foi produzido um espécime novo (isto demandou a produção de 27 CP's) com condições de soldagem idênticas as definidas para realização destes experimentos.

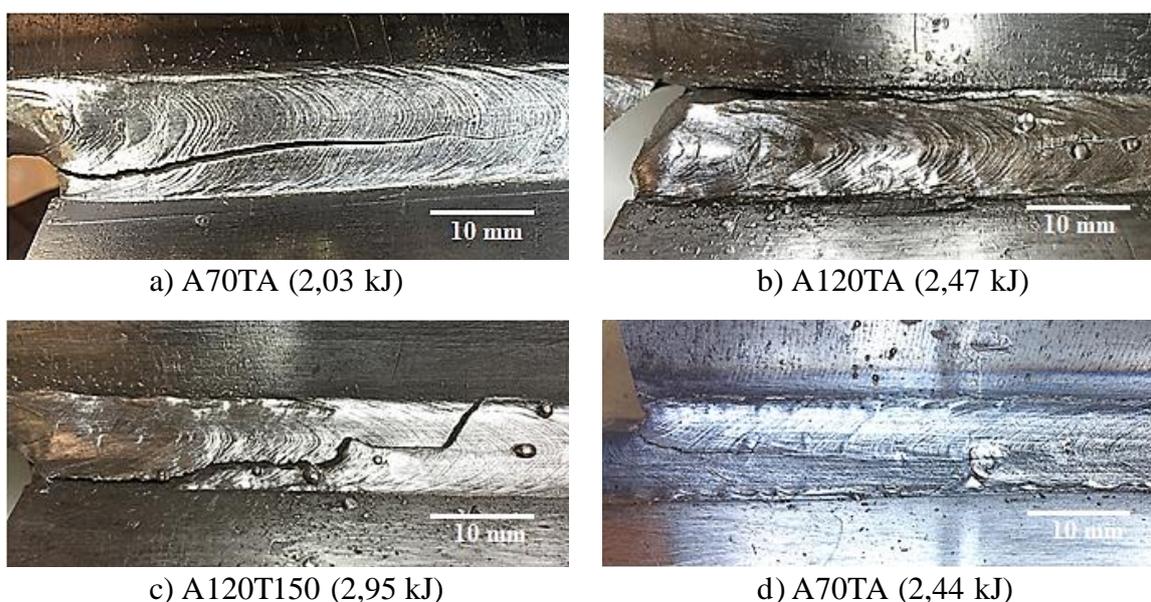
Analisando-se os dados apresentados na Tabela 11, é nítido o aumento de ductilidade produzido pelo pré-aquecimento, pois o conjunto soldado A120T150 além de ser o mais resistente no ensaio quase estático, é aquele que suporta o maior impacto (estrutural).

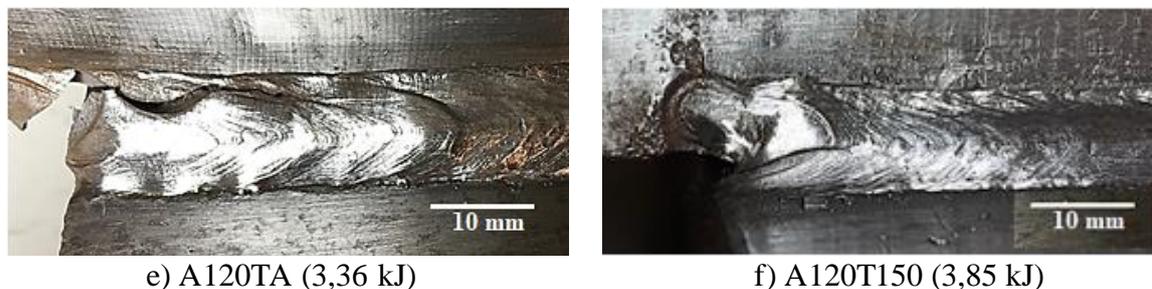
Tabela 12: Energias necessárias nos ensaios de impacto para iniciar fratura da solda

Conjunto Soldado Tipo / Código	Dureza Máxima no MS (HV0,5)	Ângulo de Lançamento (°)	Energia de Impacto (kJ)
Cordões de solda transversais	A70TA	50	2,03
	A120TA	55	2,47
	A120T150	60	2,95
Cordões em "C"	A70TA	55	2,44
	A120TA	65	3,36
	A120T150	70	3,85

Na Tabela 11 também pode-se observar o valor da dureza máxima encontrada nos metais de solda bem como o ângulo de lançamento com as respectivas energias necessárias para o início das fraturas do cordão de solda e a Figura 32 apresenta a trinca formada nos cordões de solda de cada conjunto ensaiado separadamente.

Figura 32: Trincas dos cordões de solda





Na Figura 32:

- (i) (a – c) apresentam início de trincas nas juntas soldadas de cordões de solda transversais;
- (ii) (d – f) apresentam início de trincas nas juntas soldadas de cordões de solda em “C”.

Na Tabela 12 estão os resultados obtidos para os ensaios de impacto estrutural (ângulo de elevação do martelo de  $110^\circ$ ), produzindo sempre completa separação entre os membros dos conjuntos soldados. Utilizou-se a altura de elevação do martelo de impacto de  $110^\circ$  por tratar-se da maior elevação com segurança de operação e pelo fato de garantir com isso a maior velocidade no momento do impacto.

Tabela 13: Energias de impacto para a completa separação dos membros soldados

Código do Conjunto Soldado	Cordões de Solda Transversais		Cordões de Solda em “C”	
	Energia (kJ)		Energia (kJ)	
	No Impacto	Após Impacto	No Impacto	Após Impacto
A70TA	8,29	4,18	8,39	3,06
A120TA	8,35	3,62	8,42	2,60
A120T150	8,37	3,25	8,33	2,28

Nota: \* ângulo de elevação do martelo de  $110^\circ$

Da análise dos dados apresentados na Tabela 12, pode-se observar que:

(i) A energia no momento do impacto é praticamente a mesma, pois o martelo foi lançado do mesmo ângulo de elevação em todos os ensaios. A sua variação pode ser atribuída ao fato de o goniômetro desenvolvido para identificar a altura de elevação do martelo de impacto estar subdividido de um em um grau, vide Figura 28a.

(ii) A energia restante após o impacto muda consideravelmente conforme a configuração ensaiada. Quando comparadas as energias restantes após o ensaio de impacto estrutural percebe-se que nos conjuntos soldados com a configuração de soldas transversais A120T150 resta aproximadamente uma quantidade de energia 10% menor em relação a configuração A120TA, bem como na configuração A120TA que resta uma quantidade de energia aproximada em 13% menor em relação a A70TA.

(iii) A mesma analogia de energia restante pode ser efetuada para os conjuntos soldados em “C”, percebendo-se uma variação de 12% a menos da configuração A120T150 para a A120TA e 15% a menos para a configuração A120TA em relação a A70TA.

Na Figura 33 pode-se observar um conjunto soldado (A120T150 com cordões transversais) completamente rompido após a realização do ensaio dinâmico de impacto estrutural.

Figura 33: Conjunto soldado totalmente rompido no ensaio de impacto estrutural



Na tabela 14 apresentam-se os valores analítico da carga máxima resistida, considerando  $\tau_r = (\tau')^{1/2} + (\tau'')^{1/2}$  e aplicando as Equações 19 e 20, onde  $\tau' = F/A$  e  $\tau'' = M.r/J$ , respectivamente. Considerando o momento gerado pela força  $M = F.d$ , sendo (d) a distância de aplicação da força até o centro de gravidade do grupo de soldas; e  $J = 0,707.z.Ju$ , onde (z) é o tamanho do cordão de solda ( $z = 7$  mm) e  $Ju$  pode ser encontrado em tabelas para as condições do carregamento, torção, e para a disposição dos cordões de solda em relação ao carregamento. Optou-se pelo uso do método analítico considerando os cordões solda como linha por tratar-se de um método muito utilizado por engenheiros projetistas.

Também, na Tabela 14, estão presentes os valores da carga máxima resistida: para o caso dos carregamentos quase estático, para cada configuração, obtidos nos ensaios quase estático e apresentados nas figuras 30 e 31; e de impacto estrutural, obtidos através dos valores adquiridos nos ensaios dinâmicos de impacto estrutural para as velocidades instantes antes e após o impacto e aplicando-os na Equação 2. Cabe aqui destacar que para os ensaios

dinâmicos de impacto estrutural foram realizados três ensaios com cada configuração (totalizando 18 ensaios), utilizando sempre novos espécimes produzidos especificamente para esta utilização.

Tabela 14: Cargas máximas resistidas\*

Código do Conjunto Soldado	Cordões de Solda Transversais			Cordões de Solda em “C”		
	Carga Máxima Resistida (kN)			Carga máxima resistida (kN)		
	Analítica **	Quase Estática	Impacto	Analítica **	Quase Estática	Impacto
A70TA	43	68	54	53	83	72
A120TA	84	86	65	103	104	79
A120T150		95	74		116	89

Notas: \* ângulo de elevação do martelo de 110°; \*\* considerando as soldas como linha e os limites de escoamento dos consumíveis.

Em relação aos dados apresentados na Tabela 14:

(i) Tal como adotado pela maioria das normas ou Códigos as propriedades mecânicas serão relativas aquelas especificadas para o consumível, vide Tabela 7, e não ao MS produzido por ele na junta em consideração. Isto deve-se ao dimensionamento da junta soldada ser baseado sobre os mínimos valores (nominais) especificados para a classe do consumível, mesmo que sejam maiores os resultados dos ensaios mecânicos realizados sobre corpos de prova padronizados por estas normas ou Códigos.

(ii) Analisando o conjunto soldado com o arame AWS ER70S-6, com soldas transversais, percebe-se que o modelo utilizado para o cálculo analítico da carga máxima resistida subestima a resistência da junta soldada, pois a carga máxima resistida no ensaio quase-estático é cerca de 58 % maior. Já analisando os conjuntos soldados A120TA e A120T150 percebe-se um aumento na resistência dos cordões de apenas 2 % e 13 %, respectivamente, em relação ao modelo analítico.

(iii) Quando comparadas as cargas máximas resistidas nos ensaios quase-estáticos e dinâmicos de impacto estrutural percebe-se que os conjuntos soldados resistem a cargas inferiores de impacto. Para configuração de soldas transversais os conjuntos soldados A70TA, A120TA e A120T150 resistem a carregamentos de impacto, aproximadamente de 26%, 32% e 28%, respectivamente, inferiores aos carregamentos quase-estáticos.

(iv) Comparando os valores máximos resistidos nos carregamentos dinâmicos de impacto estrutural com os analíticos percebe-se que a configuração A70TA, soldas transversais, resiste a carregamentos de impacto estrutural 26 % maiores do que os analíticos, porém quando se analisa as configurações A120TA e A120T150 percebe-se que estas

resistem, respectivamente, 23 % e 12 % menos aos carregamentos de impacto estrutural de que aos analíticos.

(v) O pré-aquecimento utilizado também exerceu influência na resistência ao carregamento de impacto. Os conjuntos A120T150 e A120TA foram soldados com o mesmo eletrodo e com diferença no pré-aquecimento, resultando num aumento da resistência do conjunto soldado em cerca de 13 % pelo A120T150 em relação ao A120TA, analisando a configuração em “C”.

Atribui-se o fato dos conjuntos soldados com o eletrodo AWS ER 120S-G resistirem a cargas superiores pois este eletrodo possui resistência mecânica muito superior aos metais base utilizados, vide Tabelas 1(b) e 2(b), porém a resistência total do cordão de solda pode ser significativamente menor devido a ocorrência do arrancamento do metal base, durante o ensaio, em alguns pontos da junta soldada com este consumível. Sabe-se que o aumento da dureza produz como consequência a possível elevação da resistência, a partir da análise dos resultados acredita-se que devido ao tipo de carregamento a que os espécimes foram submetidos (torção por impacto estrutural) prejudica-se a redistribuição das tensões internas e forças, ocasionado com isso a redução da capacidade de resistência dos conjuntos fabricados com a configuração A120TA.

A metodologia desenvolvida utilizando para o dimensionamento analítico o método que considera as soldas como linha se mostrou ineficiente para a previsão de cordões de solda produzidos com o consumível AWS ER 120S-G, submetidos a carregamentos torcionais dinâmicos de impacto estrutural, no plano. A partir da análise dos resultados pode-se perceber a necessidade de um fator de segurança a ser utilizado no dimensionamento e com isso garantir a segurança no dimensionamento.

A partir de uma análise fractográfica das superfícies rompidas em MEV, mais precisamente de sua morfologia, realizou-se a observação da fratura com o objetivo de determinar seu tipo, frágil ou dúctil, pois cada dano apresenta uma face característica de fratura.

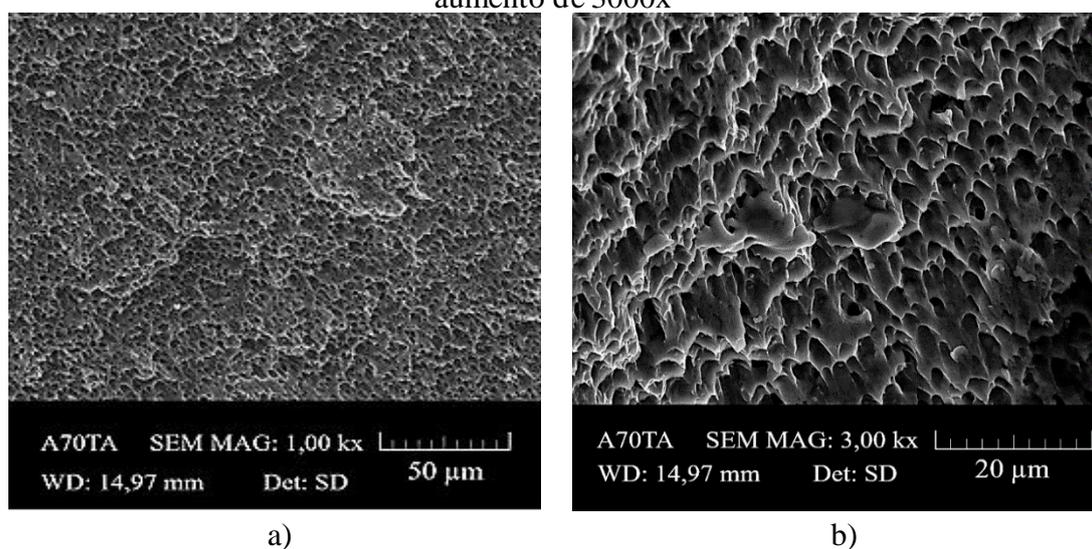
A Figura 34 mostra uma fratura no conjunto soldado A120TA devido ao carregamento de impacto transversal aos cordões de solda, destacando a localização aproximada do ponto escolhido para realizar a análise da superfície fraturada.

Figura 34: Conjunto de solda fraturado (A120TA) vista lateral



As figuras 35, 36 e 37 mostram imagens da superfície de fratura do metal de solda das diferentes configurações utilizadas nesta pesquisa (indicadas na legenda), sujeitas a cargas de impacto transversais aos cordões de solda, obtidas por microscopia eletrônica de varredura (MEV), com o objetivo de analisar a evolução de micro mecanismos de fratura. Destaca-se que em todas as fraturas houve rompimento total dos cordões de solda e para análise da superfície fraturada foi necessário realizar o corte do cordão de solda para possibilitar a inserção das amostras no porta amostra do MEV.

Figura 35: Aspecto da fratura referente a configuração A70TA: a) aumento de 1000x; b) aumento de 3000x

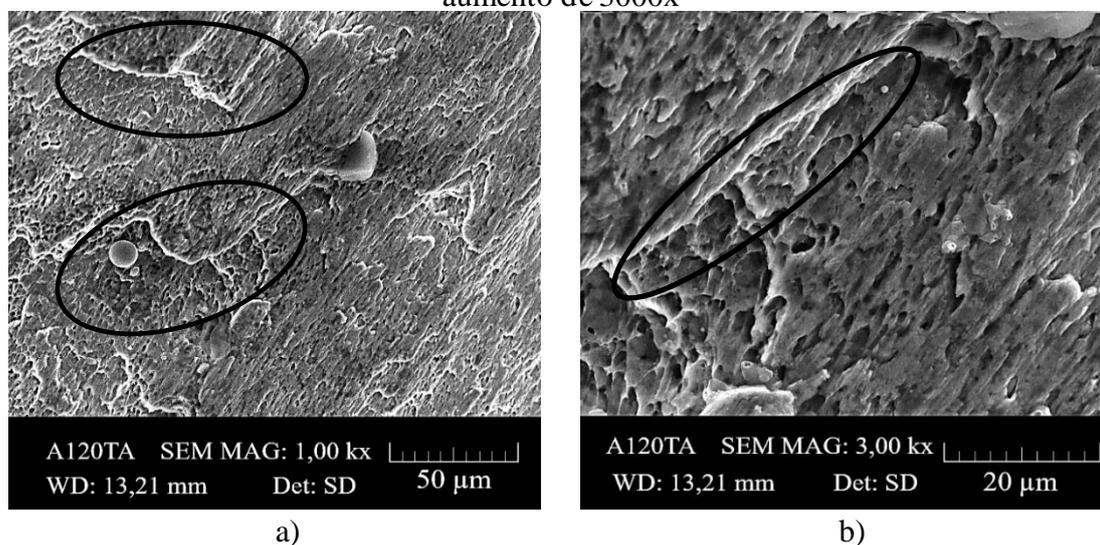


As fraturas de todas as amostras A70TA analisadas ocorreram de forma dúctil, caracterizadas por micromecanismo de dano alveolar, sem vestígios de outros tipos de micromecanismo. A deformação ficou confinada a região mais central e causou um estreitamento das amostras, uma característica de material dúctil, onde ocorre estiramento

até o rompimento. Nas imagens, foram observadas numerosas microcavidades equiaxiais e uniformes, separadas por finas paredes e poucas regiões planas, evidenciando deformação plástica, com cisalhamento produzido por impacto (os microvazios produzidos por coalescência estão inclinados). A região central do interior dos dimples se apresentou irregular e com aparência fibrosa, demonstrando a deformação plástica que as amostras sofreram. Foi escolhido um ponto representativo para apresentação da superfície pois em todas as regiões da fratura foram observados os mesmos padrões alveolares. Não foram observadas anormalidades quanto ao tipo de fratura relacionada com o material ou sua estrutura.

Nas amostras das Figuras 36a e 36b, que apresentam a superfície rompida do metal de solda produzido com a configuração A120TA, percebe-se a presença de fratura frágil com linhas de clivagem (destacadas) e regiões planas com a observação de fraturas intragranulares, numa região regular (com baixo grau de deformação plástica). Também foi escolhido um ponto representativo para apresentação da superfície pois em todas as regiões da fratura foram observados os mesmos padrões de fraturas frágeis.

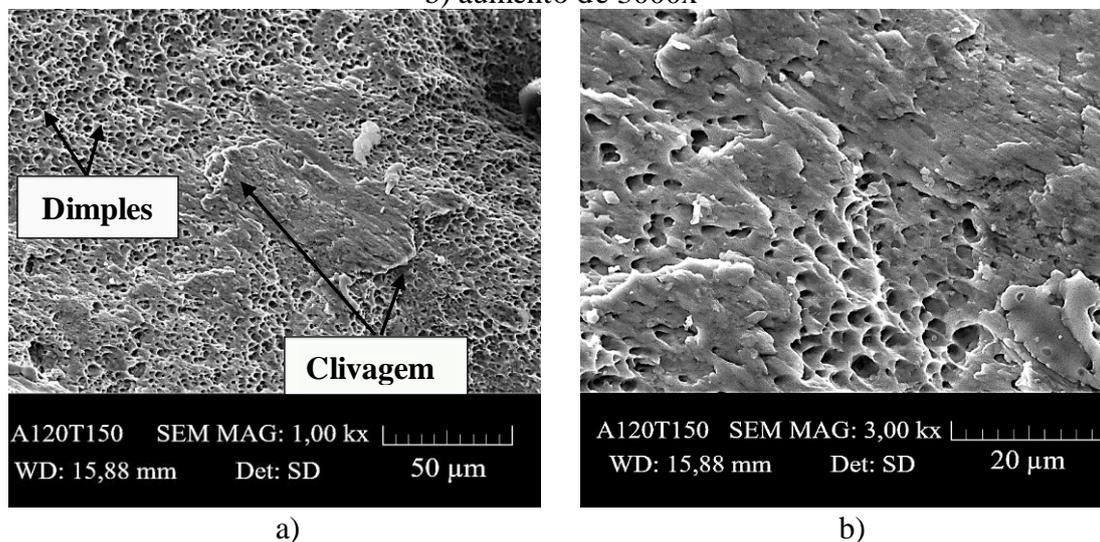
Figura 36: Aspecto da fratura referente a configuração A120TA: a) aumento de 1000x; b) aumento de 3000x



Já nas amostras das Figuras 37a e 37b, que trazem a imagem da superfície rompida do metal de solda formada pela configuração A120T150. Percebe-se a presença de zona fibrosa e cisalhante, isto pode ser atribuída ao pré-aquecimento utilizado que possibilitou uma redução da velocidade de resfriamento do cordão de solda evitando com isso a formação de microconstituintes duros e frágeis, principalmente Martensita. O aspecto microscópico é caracterizado por ruptura de ligações e mobilidade de discordâncias, e a presença de

clivagem em planos não bem definidos o que é característico de fraturas semi frágeis, sendo estas características intermediárias entre dúctil e frágil.

Figura 37: Aspecto da fratura referente a configuração A120T150: a) aumento de 1000x; b) aumento de 3000x



Os aspectos de microcavidades equiaxiais foram observados nas imagens das amostras realizadas pelo MEV (Figuras 35, 36 e 37), o que segundo as descrições de Callister (2002), Vander Voort (1992) e Stroahecker (1993) corresponde a fratura por micromecanismo alveolar, onde se apresenta a formação de vazios (dimples).

Existem diferentes macro e micromecanismos de fratura em metais. Wouters & Froyen (1996) relataram que quando a estrutura alveolar é pura e cobre toda a superfície da fratura, uma sobrecarga externa nesse material pode ser esperada. Já a presença de clivagem pode indicar um comportamento frágil, que pode ser causado por condições externas (baixa temperatura, força de impacto, presença de entalhes) ou por uma condição desfavorável do material, geralmente causada por um tratamento de temperatura inadequado. Por fim, a fratura intergranular, segundo Stroahecker (1993) e Wouters & Froyen (1996), indica um enfraquecimento do grão, que pode ser causada por um defeito no material e estrutura metalográfica ou pelo próprio meio ambiente.

## 5. CONCLUSÃO

Neste trabalho a influência de carregamentos torcionais, no plano, quase estáticos e dinâmicos de impacto estrutural foi analisada, utilizando-se consumíveis que depositam metais de solda com grande diferença de resistência à tração e ductilidade em conjuntos soldados em filete, com duas configurações de soldagem: dois cordões de solda transversais ao carregamento; e dois cordões de solda transversais e um cordão de solda longitudinal ao carregamento, formando um “C”.

A partir dos resultados gerados pode-se concluir que:

- (i) Nos conjuntos soldados empregando o consumível AWS ER70S-6, percebe-se que as cargas máximas resistidas nos ensaios quase-estático e dinâmicos de impacto estrutural são superiores ao modelo analítico confirmando que o método utilizado para o dimensionamento dos cordões de solda é viável.
- (ii) O conjunto soldado A70TA com o eletrodo AWS ER70S-6 resiste a carregamentos quase-estáticos cerca de 58 % maior do que o modelo analítico. Já os conjuntos soldados A120TA e A120T150 resistem, respectivamente, 2 % e 11 % a mais em relação ao modelo analítico.
- (iii) É significativa a influência do pré-aquecimento quando se utiliza o consumível AWS ER 120S-G, pois promove-se a redução da dureza média da junta soldada, bem como o aumento de sua resistência máxima tanto para carregamentos quase-estáticos quanto de impacto estrutural para ambas as configurações dos cordões de solda transversais e em “C”.
- (iv) Para ambas as configurações de solda, transversais e em “C”, com e sem pré-aquecimento, para o consumível AWS ER 120S-G, percebe-se redução abaixo do valor do modelo analítico para a carga máxima resistida quando os conjuntos são submetidos a carregamentos dinâmicos de impacto estrutural, evidenciando a necessidade da utilização de um fator de correção neste método de dimensionamento, para este caso, de valor igual ou superior a 1,35.

## **6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**

Realizar uma série de ensaios que possua significado estatístico.

Realizar a análise metalúrgica dos conjuntos soldados.

Verificar se o comportamento de juntas soldadas usando a mesma metodologia, porém com diferentes tamanhos apresentam o mesmo comportamento quanto aos carregamentos máximos resistidos para carregamentos quase-estáticos e dinâmicos de impacto estrutural, no plano.

Verificar se o comportamento de juntas soldadas submetidas a carregamentos torcionais quase-estáticos e dinâmicos de impacto estrutural, no plano, se repetem em outros processos de soldagem.

Verificar se os métodos desenvolvidos no presente trabalho são válidos quando a geometria do corpo de prova e/ou do cordão de solda é alterado.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALFA INSTRUMENTOS. Disponível em:

<http://www.alfainstrumentos.com.br/artigos.php?id=10>. Acesso em: 21 set. 2019.

ALVES, G. T. **Avaliação de Absorção de Energia de Impacto: Uma Abordagem Baseada em Testes com Estruturas Similares**. Tese (Doutorado), Pontifícia Universidade Católica, Rio de Janeiro, 2009.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. **Torsional Analysis of structural steel members**. Chicago: AISC 1997.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. **Welded connections: a primer for engineers**. Chicago: AISC, 2006.

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

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E384 – 17, Standard Test Method for Microindentation Hardness of Materials**, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2017.

AMERICAN WELDING SOCIETY, **Welding Handbook: Welding Technology**. Miami: AWS, 2001. Vol.1, Caps 1 e 7. 9 ed.

AMERICAN WELDING SOCIETY. **AWS D1.1. Structural welding code: steel**. Miami: AWS, 2006.

ASHBY, M. F.; JONES, D. R. H. **Engineering Materials 2: An Introduction to Microstructures, Processing and Design**. Oxford: Pergamon Press, 1992.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 8800. Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios**. Rio de Janeiro: ABNT, 2008.

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

BAILEY, N. **Weldability of Ferritic Steels**. Abington Publishing, England, 1994.

BAILEY, N.; COE, F. R.; GOOCH, T. G.; HART, P. H. M; JENKINS, N.; PARGETER, R. J. **Welding Steels Without Hydrogen Cracking**. Cambridge: Abington Publishing, 1973.

BEAULIEU, D.; PICARD, A. **Résultats d'essais sur des assemblages soudés excentriques en flexion**. Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 12, pp.494-506, 1991.

BEER, P. F.; JOHNSTON, E. R. **Vector mechanics for engineers: dynamics**. 10th ed. New York: McGraw-Hill, c2013.

BELÉNDEZ, A. et. al. **Exact solution for the nonlinear pendulum.** Revista Brasileira de Ensino de Física, v. 29, n. 4, p. 645-648, (2007)

BIRCH, S. **What is the Difference Between the Various Carbon Equivalent Formulae used in Relation to Hydrogen Cracking?** The Welding Institute, 2006, 4 p.

BLEICH, F. **Buckling Strength of Metal Structures.** New York. McGraw-Hill, 1952.

BLODGETT, O. W. **Design of Welded Structures.** Cleveland. The James F. Lincoln Arc Welding Foundation, 1966.

BOELLINGHAUS, T.; LIPPOLD, J. C.; CROSS, C. E. **Cracking Phenomena in Welds IV.** Columbus, OH: Springer International Publishing Switzerland 2016, v. IV, 2016.

BORESI, A. P. and CHONG, K. P. **Elasticity in Engineering Mechanics.** Elsevier, 1987.

BROEK, D. **Elementary Engineering Fracture Mechanics,** Martinus Nijhoff Publishers, 3rd revised edition, 1984.

BUTLER, L. J.; PAL, S.; KULAK, G. L. **Eccentrically Loaded Welded Connections.** Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 98, ST5, May, pp. 989-1005, 1972.

CALLISTER, W. D. **Materials science and engineering: an introduction.** 8<sup>a</sup> ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2009.

CHEN, W. F. and SOHAL, I. **Plastic Design and Second-Order Analysis of Steel Frames.** Springer-Verlag: New York, 1995.

CHEN, W.F., KIM, S.E. **LRFD steel design using advanced analysis.** CRC Press, Inc., Florida, USA, 1997.

CLARK, P. J. **Basis of Design for Fillet-Welded Joints under Static Loading.** Proceedings of Conference on Improving Welded Product Design. The Welding Institute, Cambridge, England, Vol. 1, pp. 85-96, 1971.

CLOUGH, R.W. & PENZIEN, J. **Dynamics of Structures.** 2.ed. McGraw-Hill Inc: USA, 1993.

COWELL, W. L. Technical Report R-642: **Dynamic tests on selected structural steels.** Naval Civil Engineering Laboratory. Port Hueneme, California: sept. 1969. (AD 695375)

CSA. CANADIAN STANDARDS ASSOCIATION. **CAN3-S136-M84:** Cold-formed Steel Structural Members. Toronto: CSA, 1984.

DALLY, J. W.; RILEY, W. F. **Experimental stress analysis.** 4. ed. United States of America: McGraw-Hill, 1991.

DAWE, J. L.; KULAK, G. L. **Behaviour of Welded connections under combined shear and moment.** Structural Engineering Report 40, Department of Civil Engineering, University of Alberta, Edmonton, AB, 1972.

DEARDEN J.; O'NEILL H. **A guide to the selection and welding of low alloy structural steel**. Transactions of the Institute of Welding. Vol. 3. pp 203-214, 1940.

DENYS, R. M. **The implications of local brittle zones (LBZ)**. In: Welding Design & Fabrication, 1989.

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

EASTERLING, K. E. **Introduction to the physical metallurgy of welding**. 2d edition. Butter Worths & Co Ltd, 1992. 280p.

ELEKTRISKA SVETSNINGS AKTIE BOLAGET, ESAB. Certificado de qualidade dos consumíveis. Disponível em: <https://www3.esab.com.br/certificado.asp>. Acesso em out. 2019.

EUROPEAN COMITTEE FOR STANDARDIZATION. EUROCODE 3. EN 1993-1-8:2005. **Eurocode 3: design of steel structures - part 1-8: design of joints**. Eurocode, 2005.

EUROPEAN STRUCTURAL STEEL STANDARD. EN 10025-2: 2004, Grade designations, properties and nearest equivalentes, 2004.

FAIRCHILD, D. P. **Local Brittle Zones in Structural Welds**. in Welding Metallurgy of Structural Steel, p.303-318, Warrendale, PA, USA, TMS-AIME, 1987.

FIGUEIREDO, K.M. **Aplicação de ensaio de impacto Charpy instrumentado no estudo da tenacidade à fratura dinâmica nas soldas a arco submerso em aços para caldeiras**. Tese de doutorado em Ciências e Engenharia de Materiais, USP, São Carlos, 2004.

FUJIKAKE, K.; LI, B.; SOEUN, S. **Impact response of reinforced concrete beam and its analytical evaluation**. Journal of structural engineering, American Society of Civil Engineers, v. 135, n. 8, p. 938–950, 2009.

GIONCU, V. **Framed structures**. Ductility and seismic response. General Report. Journal of Constructional Steel Research, 55(1/3): 125–154, Jul 2000.

GOLDSMITH, W. **The Theory and Physical Behaviour of Colliding Solids**. Courier Dover Publications. London, 1960.

HIGGINS, T.R.; PREECE, F. R. **Proposed Working Stresses for Fillet Welds in Building Construction**. Engineering Journal, AISC, Vol. 6, No. 1, pp. 16-20, 1969.

HOSFORD W. F. **Mechanical Behavior of Materials**. 2.ed. Cambridge University Press, New York, 2010.

INTERNATIONAL INSTITUTE OF WELDING – IIW (Commission XV). **Design rules for arc welded connections in steel submitted to static loads**. Welding in the World, 14 (5/6): 132-149, 1976.

INTERNATIONAL INSTITUTE OF WELDING – IIW (Sub-Commission IXJ). **Guide to the light microscope examination of ferritic steel weld metals**. IIW Doc. IX. [S.l.], p. 1533-88. 1988.

JOHNSON, W. et al. **Impact strength of materials**. Edward Arnold. London, 1972.

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

JONES, J. E. LUO, Y. **Pre- and post-weld heat treatment**. In: Olson, D. L., Dixon, R., Liby, A. L. Welding Theory and Practice. Amsterdam, North-Holland Elsevier Science, 1990. v. 8, chapter. 10, pp.293-323.

JONES, J. E.; LUO, Y. **Pre- and Post- Heat Treatment**. Welding: theory and practice. Elsevier, Holanda, 1990.

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

JUVINAL, R.C.; MARSHEK, K. M. **Fundamentals of Machine Component Design**. John Wiley & Sons, Inc, 5th edition, 2006.

KASUYA, T.; YURIOKA, N. **Determination of Necessary Preheat Temperature to Avoid Cold Cracking under Varying Ambient Temperature**. Welding & Joining Research Center. Nippon Steel Corporation, 1995.

KEEHAN, E. et al. **Influence of carbon, manganese and nickel on microstructure and properties of strong steel weld metals: Part 3 – Increased strength resulting from carbon additions**. Science and Technology of Welding and Joining, v. 11, n. 1, 2006.

KOBAYASHI, T. **Progress in the Instrumented Charpy Impact Test**, Materials Science Research International, v.8, n. 3, pp. 141-150, 2002.

KOROL, R.; MIRZA, F. **Finite Element Analysis of RHS T Joints**. Journal of the Structural Division, ASCE, vol.108, No. ST9, pp 2081-2098, 1982

LANCASTER, J. F. **Metallurgy of Welding**. 6<sup>a</sup>. ed. Cambridge, England: Woodhead Publishing Limited, 1999.

LESIK, D. F.; KENNEDY, D. J. L. **Ultimate Strength of Eccentrically Loaded Fillet Welded Connections**. Structural Engineering Report 159, Department of Civil Engineering, University of Alberta, Edmonton, AB, 1988.

LESIK, D. F.; KENNEDY, D. J. L. **Ultimate Strength of Fillet Welded Connections Loaded in Plane**. Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 17, No. 1, pp. 55-67, 1990.

LIGTENBERG, F. K. **International Test Series Final Report**, IIW Doc. XV-242-68, International Institute of Welding, 1968.

MACHADO, I. G. **Dimensionamento de juntas soldadas de filete: uma revisão crítica**. Soldagem & Inspeção, 16(2): 189-201, Abr/Jun 2011.

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, IVAN. G. **Soldagem e Técnicas Conexas: Processos**. Porto Alegre, RS: Editado pelo Autor, 1996. 447p.
- MARQUES, P.V., MODENESI, P.J.; **Algumas Equações Úteis em Soldagem**. Soldagem & Inspeção. São Paulo, Vol. 19, No. 01, p.091-102, Jan/Mar 2014.
- MEESTER, B. D. **The Weldability of Modern Structural TMCP Steels**. ISIJ International, v. 37, n. 6, p. 537-551, 1997.
- MEYERS, M.A. **Dynamic Behaviour Materials**. 2.ed. Wiley-IEEE, 1994.
- MILLER, D. K. **Welding of steel bridges: highway structures design handbook**. The Lincoln Electric Company. USA, 1994.
- NADAI, A. **Theory of Flow and Fracture of Solids**. Vol. I, pp. 74-75, McGraw-Hill Book Company, Inc., New York, 1950.
- NEAL, B. G. **The plastic methods of structural analysis**. Great Britain: Chapman & Hall, 1956.
- NEIS, V. V. **Factored Resistance of Welded Connections Subject to Shear and Moment**. Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 7, No. 1, pp. 84-92, 1980.
- NÓBREGA, M.J.R. **Influência da Metodologia de Medição das Propriedades Mecânicas Dinâmicas na Previsibilidade do Comportamento de Estruturas Sujeitas a Impactos Elastoplásticos**. Tese. Doutorado em Engenharia Mecânica – Pontifícia Universidade Católica – PUC, Rio de Janeiro 2009.
- ROSA, E. **Análise de Resistência Mecânica: mecânica da fratura e fadiga**. UFSC, 2002.
- ROSENTHAL, D. **The theory of moving sources and its application to metal treatments**. Transactions of the ASME, Nov. 1946. pág. 849-866.
- RYKALIN, N.N., NIKOLAEV, A.V. **Welding arc heat flow**. Welding in the World, v9 (3/4), 1971, pág. 112-132.
- SHIGLEY, J. E., **Mechanical engineering design**. New York McGraw-Hill Book, 1963.
- SOUZA. R. M. **O Método dos Elementos Finitos Aplicado ao Problema de Condução de Calor**. Belem, 2003.
- STROHAECKER, T. R. **Aplicação da mecânica da fratura**. Porto Alegre: LAMEF, 1993. p. 6-18.
- STRONGE, W. J. **Impact Mechanics**. Cambridge University Press, 2004.
- TIDE, R. H. R. **Eccentrically Loaded Weld Groups-AISC Design Tables**. AISC Engineering Journal. Vol. 17, No 4, pp. 90-95, AISC, Chicago, IL. 1980.
- TIMOSHENKO, S. P.; GOODIER, J. N. **Theory of Elasticity**. McGraw-Hill, 1970.

TOTTEN, G. E. **Steel Heat Treatment: Metallurgy and Technologies**. 2<sup>a</sup>. ed. Portland – USA, Portland State University: CRC Press, 2006.

VANDER VOORT, G. F. **ASM Handbook: Fractography**. USA: ASM International, 1992. v. 12.

WAINER, E. **Soldagem: Processos e Metalurgia**. 1. ed. São Paulo: Edgar Blucher Ltda, 1992.

WIGHT, J. K.; MACGREGOR, J. G. **Reinforced concrete: mechanics and design**, 6th ed, Pearson Education, 1997.

WOUTERS R.; FROYEN L. **Scanning electron microscope fractography in failure analysis of steels**. Mat Charact. 1996; 36(4-5): 357-64.

YURIOKA, N.; KASYA, T. **A Chart Method to Determine Necessary Preheat Temperature in Steel Welding**. Quarterly Journal of Japan Welding Society, vol. 13, No. 3, pp. 347-357. 1995.

ZENER, C.; HOLLOMON, J. H. **Effect of Strain Rate Upon Plastic Flow of Steel**. Journal of Applied Physics, Volume 15, Issue 1, p.22-32, 1944.

## ANEXO A

Tabela 15: Especificações da célula de carga Q-10T.

Parâmetro	Valor
Capacidade Nominal – kg	10.000
Material	Aço Cr/Ni/Mo Níquel químico
Sensibilidade - mV/V	2 +/- 0,1%
Erro combinado - % saída nominal	< 0,04
Creep à capacidade nominal - % saída nominal	20 min: < 0,03 8hs: < 0,05
Zero inicial - % saída nominal	+/- 1
Temperatura de trabalho útil - °C	-5 a +60
Temperatura de trabalho compensada - °C	0 a +50
Erro excentricidade conforme OIML	>2000 div.
Efeito da temperatura - ppm/°C da saída nominal	no zero: < 30 na calibração: < 10
Máxima sobrecarga sem alterações - % capacidade nominal	150
Sobrecarga de ruptura - % da capacidade nominal	300
Excitação - VCC ou VCA	máxima: 20 recomendada: 10
Resistência elétrica entrada – ohms	780 +/-20
Resistência elétrica saída – ohms	700 +/-2
Resistência de isolamento (50 VCC máx.) – megaohms	> 5000
Deflexão máxima - mm a capacidade nominal	< 0.5
Grau de proteção (IEC 529)	IP67

Fonte: ALFA INSTRUMENTOS, 2014

**ANEXO B**

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
LABORATÓRIO DE SOLDAGEM E TÉCNICAS CONEXAS  
LS&TC

**MARTELO DE IMPACTO**

Desenvolvimento:

ALEXANDRE URBANO HOFFMANN

ANDERSON DAL MOLIN

Desenhos:

MARCO KULMANN

Supervisão:

IVAN GUERRA MACHADO

Porto Alegre

2019

## 1. INTRODUÇÃO

Considerando o cenário referente ao aumento da utilização do aço em obras de grande e pequeno porte e as publicações existentes sobre os efeitos de diferentes tipos de carregamentos em estruturas metálicas pode-se perceber que persiste a necessidade de maior conhecimento do comportamento das ligações destas estruturas.

Neste trabalho visa-se apresentar o martelo de impacto desenvolvido no Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas da UFRGS, dando ênfase aos métodos utilizados para determinar a velocidade do martelo no momento do impacto e sua respectiva energia de impacto.

Para obtenção da velocidade de impacto foram utilizados métodos diferentes visando com isso comparar e avaliar a coerência dos resultados obtidos [1, 2]. Na Figura 1 pode-se observar o martelo de impacto desenvolvido no LS&TC.

O pêndulo de impacto cria uma condição onde um corpo de prova é rompido a partir de um único golpe. Nestes ensaios é possível adquirir valores como a energia absorvida, visualizar a forma da fratura por cisalhamento e a expansão lateral oposta ao entalhe ou uma combinação deles.



Figura 1: Fotografia do martelo de impacto

## 2. DESCRIÇÃO DOS EXPERIMENTOS E MEMORIAL DE CÁLCULO

### 1º EXPERIMENTO:

No primeiro experimento foram realizados lançamentos do martelo de impacto de diferentes ângulos afim de adquirir dados quanto ao período de oscilação. Para tanto foi utilizado um sensor fotoelétrico e instalado na parte inferior do martelo de impacto um dispositivo capaz de interromper o sinal do sensor no momento de sua passagem.

Nos anexos pode-se observar o detalhamento do martelo de impacto, dando ênfase ao posicionamento do centro de gravidade em relação ao centro de giro do martelo e seu valor que será utilizado no cálculo analítico do período.

As equações utilizadas para validação analítica do experimento seguem abaixo:

1º Cálculo do período [2, 4, 5]:

$$T = \left(\frac{2 \cdot K}{\pi}\right) \cdot 2\pi \cdot \left(\sqrt{\frac{l}{g}}\right)$$

onde g é a aceleração da gravidade e l a distância do centro de gravidade.

2º Tabela de correção para oscilações de grande amplitude [4, 7]:

Ângulo de lançamento	$\left(\frac{2 \cdot K}{\pi}\right)$
0°	1
15°	1,002
30°	1,008
45°	1,061
60°	1,073
90°	1,18
120°	1,373
150°	1,762

3º Cálculo da aceleração angular [2, 4, 5]:

$$\omega = \frac{\Delta\theta}{\Delta t} = \frac{2\pi}{T}$$

4º Cálculo da velocidade linear [2, 4, 5]:

$$v = \omega \cdot r$$

Sendo r o raio referente a distância do sensor instalado na parte inferior do martelo e o centro de giro do martelo seu valor é de r = 1968 mm.

Foram realizados cinco ensaios de lançamento para cada ângulo selecionado (15°, 30°, 45° e 60°), na Tabela 1 pode-se observar a média dos valores adquiridos durante os ensaios de lançamento para o período e o cálculo feito a partir do valor dele.

Tabela 1: Dados adquiridos experimentalmente

Ângulo de lançamento	Período (T) Medição experimental	Velocidade angular (rad/s)	Velocidade linear (m/s)
15°	2,625	0,60	1,20
30°	2,662	1,18	2,37
45°	2,719	1,73	3,48
60°	2,810	2,24	4,50

Na Tabela 2 pode-se observar os valores obtidos de modo analítico, com o uso das equações citadas.

Tabela 2: Dados obtidos analiticamente

Ângulo de lançamento	Período (T)	Velocidade angular (rad/s)	Velocidade linear (m/s)
15°	2,570	0,62	1,25
30°	2,592	1,22	2,45
45°	2,705	1,74	3,50
60°	2,735	2,30	4,62

**OBS:** Este método de medição do período não é recomendado pela literatura [2, 7] pois para medição do período (T) recomenda-se o uso de pequenas amplitudes de oscilação, ou seja, abaixo de 10°.

## 2º EXPERIMENTO:

No segundo experimento novamente foram realizados lançamentos do martelo de impacto de diversos ângulos diferentes a fim de adquirir o intervalo de tempo levado para que duas marcas distantes 9,70 mm passassem pelo sensor. Novamente foi utilizado o sensor fotoelétrico e instalado na parte inferior do martelo o dispositivo que continha as duas marcações responsáveis por gerar a interrupção do sinal no sensor fotoelétrico e possibilitar a indicação do intervalo de tempo percorrido.

Nos anexos pode-se observar o detalhamento do martelo de impacto e verificar seu raio de giro. Na parte inferior do martelo de impacto foi instalado o dispositivo responsável por interromper o sinal no sensor fotoelétrico e seu valor em função do centro de rotação é de 1968 mm.

Como as marcações utilizadas para mensurar o intervalo de tempo foram feitas paralelas uma a outra foi necessário transformar a distância entre as duas em um comprimento de arco para que fosse possível calcular a velocidade linear do martelo no momento do impacto [2, 5, 8].

Foram realizados dez ensaios de lançamento para cada ângulo selecionado (15°, 30°, 45°, 60°, 90° e 120°) na Tabela 3 pode-se observar a média dos valores adquiridos durante os ensaios de lançamento para o intervalo de tempo e o cálculo feito a partir do valor dele.

Tabela 3: Valores adquiridos no 2º experimento

Ângulo de lançamento	Comprimento do arco (mm)	Intervalo de tempo adquirido (s)	Velocidade linear (m/s)	Velocidade angular (rad/s)
15°	9,82	0,0075	1,31	0,65
30°		0,0039	2,52	1,25
45°		0,0026	3,78	1,88
60°		0,0020	4,91	2,45
90°		0,0015	6,55	3,26
120		0,0012	8,18	4,07

## 3º EXPERIMENTO

No terceiro experimento fez-se o uso de uma câmera de alta velocidade da fabricante Phantom, modelo V411. Onde acoplada a mesma foi utilizada uma lente NIKKOR 105mm/f2.8, da Nikon e um filtro UV. A aquisição das imagens foi feita com uma taxa de 7000 quadros por segundo e resolução de 512x512 pixels, sendo processada pelo software de aquisição PCC (Phantom Camera Control). Na Figura 2 pode-se observar o posicionamento da câmera de alta velocidade e o ângulo (110°) de lançamento do martelo de impacto.



Figura 2: Posicionamento da câmera de alta velocidade

A câmera foi posicionada de maneira a filmar o martelo em movimento no momento do impacto, posterior a isto o martelo foi lançado a cada  $15^\circ$  de elevação até um ângulo máximo de lançamento de  $120^\circ$ , foram realizados três lançamentos a cada ângulo e calculadas as velocidades de impacto através do software PCC. Os dados podem ser observados na Tabela 4.

Tabela 4: velocidade obtidas com a câmera de alta velocidade

Ângulo de lançamento	Velocidade linear (m/s)
$15^\circ$	1,28
$30^\circ$	2,49
$45^\circ$	3,75
$60^\circ$	4,87
$75^\circ$	5,76
$90^\circ$	6,86
$105^\circ$	7,60
$120^\circ$	8,28

#### 4º EXPERIMENTO: ANÁLISE PELO MÉTODO DA CONSERVAÇÃO DE ENERGIA

Um dos resultados obtidos da 2ª lei de Newton é o teorema do trabalho-energia [2, 4], que estabelece a maneira pela qual o trabalho  $W$  realizado sobre uma partícula é convertido em energia cinética. Por trás da capacidade que uma força tem de realizar trabalho, existem os conceitos de forças conservativas e não-conservativas. Uma força é conservativa se o trabalho realizado por ela, sobre uma partícula que se move entre dois pontos, depende somente desses pontos e não da trajetória percorrida. Em caso contrário ela é dita força não-conservativa [2, 5].

Quando uma partícula está em movimento, sua posição varia com o tempo. Diz-se que a configuração do sistema está variando. Associado ao conceito de força conservativa

existe o conceito de energia potencial, definida por uma função espacial. A energia cinética de uma partícula em adição à energia potencial fornece a capacidade que a partícula tem de produzir trabalho. Essa capacidade de produção de trabalho é denominada de energia mecânica total, ou simplesmente energia mecânica [4].

Quando uma partícula se move de uma posição para outra sob ação de uma força  $F$ , o trabalho realizado por esta força pode ser obtido pela análise da variação da energia cinética desta partícula durante o deslocamento. Isto é conhecido como o princípio do trabalho e energia. Esse método elimina a necessidade do uso da aceleração da partícula possibilitando a utilização das velocidades da partícula em dois pontos ao longo de sua trajetória [2, 4, 5].

A energia potencial é uma forma de definir a energia armazenada que pode ser recuperada e convertida em energia cinética ou trabalho. Esta energia conservativa está relacionada à altura em relação ao solo e a massa de um corpo, sendo a energia potencial proporcional a estas duas grandezas, se elas aumentarem ou diminuïrem, a energia do corpo sofrerá uma variação proporcional [2, 4].

Pode-se perceber que o trabalho exercido por uma força conservativa, tal como o peso de uma massa pode ser expresso como uma variação da energia potencial. Quando uma partícula se desloca sob a ação de forças conservativas, o princípio do trabalho e energia pode ser expresso pela soma das energias potencial e cinética dos respectivos pontos antes e depois do deslocamento [2, 4, 8].

Pelo princípio da conservação de energia pode-se obter a energia consumida e/ou fornecida a um sistema pela relação das energias potencial e cinética. Se todas as formas de energia forem levadas em consideração, a energia total do sistema em estudo pode ser considerada como constante e o princípio de conservação de energia é considerado válido sob todas as condições.

Analisando pelo princípio da conservação de energia, sendo o ponto zero o local de lançamento e o ponto 1 o local de impacto, o martelo de impacto apresenta numa situação ideal [4]:

$$E_{C0} + E_{P0} = E_{C1} + E_{P1}$$

$$\frac{m.v_0^2}{2} + m.g.h_0 = \frac{m.v_1^2}{2} + m.g.h_1, \text{ portanto: } v_1 = \sqrt{2.g.(h_0 - h_1)}$$

Considerando os dados do martelo de impacto, pode-se obter o valor da velocidade de impacto. Na Tabela 5 visualiza-se as velocidades calculadas e os dados utilizados.

Tabela 5: Dados obtidos no 4º experimento

Ângulo de lançamento	$h_0$ (mm) Distância do CG do martelo ao solo	Velocidade linear no CG (m/s)	Velocidade linear corrigida para o ponto de impacto (m/s)
15°	510,03	1,04	1,26
30°	671,37	2,06	2,49
45°	928,02	3,05	3,69
60°	1262,5	3,98	4,82
90°	2045	5,58	6,76
120	2877,5	6,89	8,35

## 5º EXPERIMENTO: ANÁLISE PELO MOMENTO DE INÉRCIA E VELOCIDADE ANGULAR

Na figura 3 pode-se observar o conjunto de elementos do martelo de impacto utilizados na determinação do valor do momento de inércia a fim de determinar a velocidade angular de movimentação do martelo.

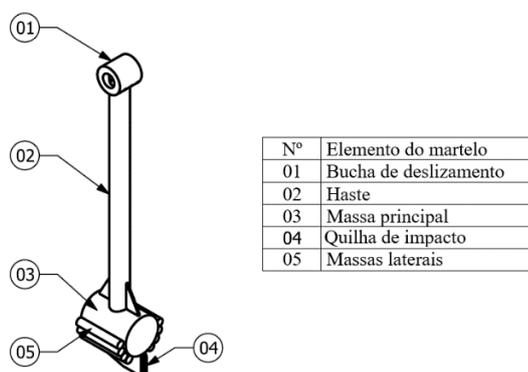


Figura 3: Elementos do martelo

Para efetuar o cálculo do momento de inércia de cada elemento que compõem o conjunto do pêndulo, foram levadas em consideração as cotas apresentadas na Tabela 6, do centro geométrico de cada elemento em relação ao ponto de giro. Na Figura 4 pode-se observar o sistema de cotas considerado.

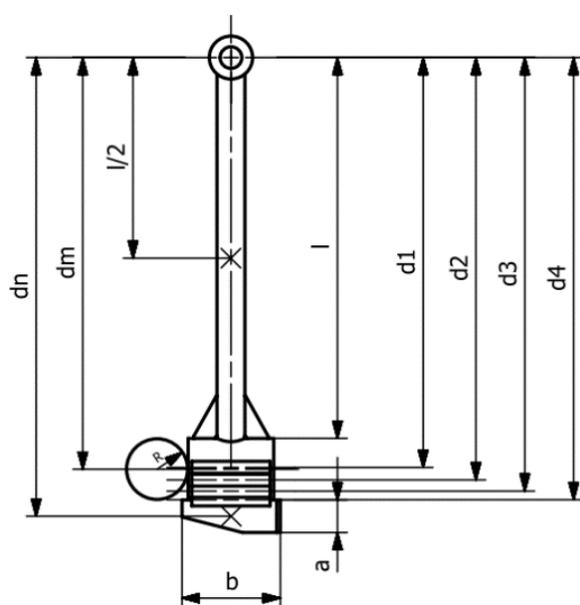


Tabela 6: Legenda das cotas

Variável	Valor (mm)
$l$	1481,5
$l/2$	740,75
$d_m$	1697,5
$d_n$	1895
$R$	127,5
$a$	134
$b$	402
$d_1$	1620
$d_2$	1742
$d_3$	1788
$d_4$	1820

Figura 4: Cotas utilizadas

Levando em consideração a forma de cada elemento (grande parte cilíndricos) que constitui o pêndulo do martelo de impacto foi determinado seu respectivo volume e conseqüentemente a partir de sua massa específica o valor da massa. Posteriormente com a utilização do equacionamento adequado o momento de inércia de cada elemento [2, 4, 5, 9]. Na Tabela 7 pode-se observar os valores respectivos a cada elemento.

Tabela 7: Valores calculados do volume, massa e momento de inércia

Nº	Elemento do martelo	Volume (dm <sup>3</sup> )	Massa (kg)	Momento de inércia (kg.m <sup>2</sup> )
01	Bucha de deslizamento	3,125	24,53	0,02429
02	Haste	3,258	25,58	8,2232
03	Massa principal	17,875	140,32	406,325
04	Quilha de impacto	1,747	13,71	49,14
05	Massas laterais	5,675 *	44,55 *	136,89 *
<b>Somatório TOTAL</b>		31,68	248,73 **	600,6

\* refere-se aos oito elementos de massas laterais;

\*\* na massa total foi acrescido 3,27 kg relativo a elementos de reforço e cordões de solda totalizando com isso 252 kg.

Analisando pelo princípio da conservação de energia, sendo o ponto zero o local de lançamento e o ponto 1 o local de impacto, o martelo de impacto apresenta numa situação ideal [3, 9, 10]:

$$\frac{I_0 \omega_0^2}{2} + mgh_0 = \frac{I_1 \omega_1^2}{2} + mgh_1$$

Levando em consideração que:  $\omega_0 = 0$ , e  $h_1 = 0$ , assim a equação assume a seguinte forma:

$$mgh_0 = \frac{I_1 \omega_1^2}{2}$$

Considerando os ângulos de lançamento do martelo, partindo de 15° até 120° variando a cada 15° pode-se calcular o valor da velocidade angular e transformá-la em velocidade linear com a aplicação do raio de rotação do pêndulo no local de interesse, neste caso o ponto de impacto que será no raio de 1935 mm. A Tabela 8 apresenta os valores da velocidade angular e da velocidade linear a cada 15° de ângulo de lançamento do pêndulo.

Tabela 8: Velocidades angular e linear do pêndulo

Ângulo de lançamento	Velocidade angular (rad/s)	Velocidade linear (m/s)
15°	0,64	1,24
30°	1,27	2,45
45°	1,87	3,62
60°	2,44	4,73
90°	3,46	6,69
120	4,23	8,19

## 6º ENERGIA DE IMPACTO

A fim de determinar a energia no momento de impacto foi determinada a massa do martelo de impacto, sendo que, foram utilizadas três maneiras diferentes: princípio de Arquimedes [2], forma dos componentes (cálculo do volume e pela massa específica do

material) [3] e pelo programa utilizado para desenhar o dispositivo. A partir destas análises chegou-se à conclusão de que o martelo de impacto possui massa no valor de 252 kg.

Na tabela 9 pode-se visualizar a energia de impacto calculada a partir da velocidade para cada experimento conforme o ângulo de lançamento.

Energia cinética [2]:

$$E_c = \frac{1}{2} \cdot mv^2$$

Tabela 9: Energia de impacto conforme o ângulo de lançamento do pêndulo

ENERGIA DE IMPACTO (kJ)						
Ângulo de lançamento	1º Experimento		2º Experimento	3º Experimento	4º Experimento	5º Experimento
	Experimental	Analítico				
15°	0,18	0,20	0,22	0,21	0,20	0,19
30°	0,71	0,76	0,80	0,78	0,78	0,76
45°	1,53	1,54	1,80	1,77	1,72	1,65
60°	2,55	2,69	3,04	2,99	2,93	2,82
90°			5,41	5,93	5,76	5,64
120			8,43	8,64	8,79	8,45

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Kobayashi, T. Progress in the Instrumented Charpy Impact Test, Materials Science Research International, v.8, n. 3, pp. 141-150, 2002.
- [2] Halliday, D. Fundamentos de física / 10. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2016-2018 4 v
- [3] Beer, P. F.; Johnston, E. R. Mecânica Vetorial para Engenheiros. 5º Edição Revisada – Cinemática e Dinâmica. Makron Books, 1991
- [4] Beer, P. F.; Johnston, E. R. Vector mechanics for engineers: **dynamics** / 10th ed. New York: McGraw-Hill, c2013.
- [5] Hibbeler, R. C., Engineering mechanics: **statics and dynamics** / 14th ed. New Jersey: Person Prentice Hall, c2016.
- [6] SHIGLEY, J. E., Mechanical engineering design. New York McGraw-Hill Book, 1963.
- [7] Beléndez, A. et. al. Exact solution for the nonlinear pendulum. Revista Brasileira de Ensino de Física, v. 29, n. 4, p. 645-648, 2007.
- [8] Juvinal, R.C.; marshek, K. M. Fundamentals of Machine Component Desidn 5 th ed. John Wiley & Sons, Inc, 2006.

[9] Thomson, W. T. Teoria da vibração com aplicações / Rio de Janeiro: Interciência, 1978.

[10] RAO, S. S. Vibrações Mecânicas / São Paulo: Pearson Prentice Hall, 2008.

