

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 SUBMETIDOS A CARREGAMENTO EXCÊNTRICO
QUASE ESTÁTICO E DE IMPACTO ESTRUTURAL “FORA DO PLANO”

ALEXANDRE URBANO HOFFMANN

Porto Alegre
2023

ALEXANDRE URBANO HOFFMANN

CONJUNTOS SOLDADOS SUBMETIDOS A CARREGAMENTO EXCÊNTRICO QUASE
ESTÁTICO E DE IMPACTO ESTRUTURAL “FORA DO 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
2023

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

Banca examinadora:

Prof. Dr. Richard Thomas Lermen (ATITUS-PPGEC)

Prof. Dr. Alberto Moreira Guerreiro Brito (UFRGS-LdTM)

Prof. Dr. José Antônio Esmerio Mazzaferro (UFRGS-PROMECC)

Professor Dr. Rodrigo de Lemos Peroni
Coordenador do PPGE3M

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Ivan Guerra Machado, pela orientação, confiança e estímulo para a realização deste trabalho.

À Universidade Federal do Pampa, pelo apoio no desenvolvimento desta pesquisa.

Aos professores do LS&TC: Prof. Dr. José Antônio Esmério Mazzaferro, Prof. Dr. Arnaldo Ruben Gonzalez e Profª. Drª. Cintia Cristiane Petry Mazzaferro.

Aos colegas do LS&TC, e em especial à Anderson Dal Molin, Marco Kulmann, Rafael Luciano Dalcin, Daniela Fátima Giarollo, William Hackenhaar.

Aos técnicos Rafael Neponuceno (LS&TC) e Régis Fabiano Amaral (LAFUN) pela amizade e auxílios técnicos prestados.

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

Aos professores do DEMEC: Prof. Dr. Rodrigo Rossi e Prof. Dr. Heraldo José de Amorim, pelo empréstimo de seus equipamentos de filmagem e auxílio para utilização.

Ao meu tio Rosalvo Frederico Hoffmann, por abrir as portas de sua residência e me acolher quando necessitei.

Aos meus filhos Kaue e Henrique, por serem a razão de minha existência e o motivo que sempre me deu forças para continuar, principalmente nas horas difíceis.

Em especial aos meus pais Helena V. Piano Hoffmann e Antônio C. Hoffmann, que sempre me guiaram e educaram para o melhor caminho. Se hoje eu tenho meus sonhos em minhas mãos, é por causa de vocês! Obrigado!

À minha família e aos amigos.

Jamais considere seus estudos como uma obrigação, mas como uma oportunidade invejável para aprender a conhecer a influência libertadora da beleza do reino do espírito, para seu próprio prazer pessoal e para proveito da comunidade à qual seu futuro trabalho pertencer.

Albert Einstein

RESUMO

Conexões estruturais soldadas são utilizadas para a construção de pontes, edifícios, instalações de extração de petróleo e gás, na indústria naval, agrícola, automobilística e aeroespacial. Esta tese mostra resultados de uma investigação sobre o comportamento de conjuntos produzidos com juntas soldadas de filete, submetidos a carregamentos excêntricos, quase estáticos e de impacto estrutural “fora do plano”. Sendo assim, os conjuntos soldados foram fabricados, com um dos elementos em “balanço”, utilizando-se aços estruturais ASTM A-36 e ASTM A-572 grau 50, unidos pelo processo de soldagem a arco com proteção gasosa (MAG). Para fins de comparação, todas as soldagens foram realizadas na temperatura ambiente e mesmo pré-aquecimento, com os parâmetros mantidos constantes e eletrodos classes AWS ER70S-6 e AWS ER120S-G. Dentre os principais resultados foi observado que nos ensaios com carregamento quase estático, para ambos os metais base, os cordões paralelos soldados com ER120S-G pré-aquecidos a 150 °C suportaram maiores carregamentos por tempos menores, e os cordões transversais suportaram menores carregamentos por tempos maiores. Nos ensaios de impacto estrutural dos conjuntos soldados com metal base ASTM A572 grau 50, cordões paralelos soldados com eletrodo ER70S-6, pré-aquecidos a 150 °C resistiram cerca de 50% da carga projetada. Superfícies de fratura produzidas pelo carregamento por impacto estrutural dos cordões soldados com eletrodo ER120S-G foram analisadas por microscopia eletrônica de varredura. Cordões de solda paralelos produziram fraturas com características dúcteis e cordões perpendiculares fraturas dúcteis com planos de clivagem.

ABSTRACT

Welded structural connections are used for the construction of bridges, buildings, oil and gas extraction facilities, in the marine, agricultural, automobile and aerospace industries. This paper shows results of an investigation on the behavior of assemblies produced with welded fillet joints subjected to eccentric, quasi-static and “out-of-plane” structural impact loads. Therefore, weldments were manufactured, with one of the elements in “balance”, using ASTM A-36 and ASTM A-572 grade 50 structural steels, joined by the process of gas metal arc welding (GMAW or MAG). For the purpose of comparison, all weldings were made at room temperature and same preheating, with parameters kept constant and classes AWS ER70S-6 and AWS ER120S-G electrodes. Among the main results, it was observed that in tests with quasi-static loading, for both base metals, the parallel weld beads welded with ER120S-G preheated to 150 °C withstood greater loads for shorter times, and the transverse weld beads withstand smaller loads for longer periods of time. Related to structural impact tests of ASTM A572 grade 50 base metal weldments, the parallel weld beads welded with electrode ER70S-6, preheated to 150 °C, withstood near to 50% of the designed load. Fractured surfaces produced by structural impact loading of the weld beads with the ER120S-G electrode were analysed by scanning electron microscopy. Parallel weld beads produced fractures with ductile characteristics, and perpendicular weld beads produced ductile fractures with cleavage planes.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Efeito do teor de carbono nas curvas de temperatura de transição de impacto dos aços de estrutura de ferrita/perlita.....	21
Figura 2 – Soldagem MIG/MAG (esquemática).	24
Figura 3 – Diagrama esquemático mostrando microestruturas formadas em função da taxa de resfriamento para o metal de solda de um aço de baixo carbono.	31
Figura 4 – Perfil de deformação assumida em um impacto.	34
Figura 5 – Representação do impulso como a área abaixo da curva.	35
Figura 6 – Espectro das taxas de deformação.....	37
Figura 7 – Em (a) tem-se o carregamento excêntrico no plano, (b) o carregamento excêntrico fora do plano, cordões de solda de filete transversais ao vetor de carregamento. (c) carregamento excêntrico, cordões de solda de filete, paralelos ao vetor de aplicação da carga.	40
Figura 8 – Dimensões e regiões de solda de filete com penetração parcial.	42
Figura 9 – Representação da garganta de um cordão de solda de filete em junta T.....	43
Figura 10 – Representação das tensões atuando no plano determinado pela garganta em junta soldada de filete.	44
Figura 11 – Comportamento da força em função da resistência.	46
Figura 12 – Sistema de coordenadas locais para dois grupos de soldas.	47
Figura 13 – Tensões ocasionadas por flexão em uma viga engastada e padrões de soldas.	48
Figura 14 – Distribuição de tensões em uma viga de seção retangular: (a) tensões normais, (b) tensão cisalhante.	51
Figura 15 - Estágios na fratura taça e cone. (a) Empescoçamento inicial. (b) pequena formação de cavidades. (c) Coalescência de cavidades para formar uma trinca. (d) Propagação de trinca. (e) Fratura final por cisalhamento em um ângulo de 45° em relação à direção de tração.....	55
Figura 16 - Fractografia com microscópio eletrônico de varredura (MEV) mostrando micro cavidades esféricas de uma fratura dúctil que resulta de cargas de tração uniaxiais. Aumento 2000 X.....	55
Figura 17 - Fractografia com microscópio eletrônico de varredura (MEV) mostrando aspectos das facetas de clivagem com "rios" característicos que indicam o sentido local de propagação da fratura. Ampliação desconhecida.	56

Figura 18 – Fractografia com microscópio eletrônico de varredura (MEV) mostrando uma superfície de fratura intergranular. Ampliação de 50X.....	57
Figura 19 – Resistência ao impacto em função da temperatura.	58
Figura 20 – Resistência ao impacto em função da temperatura.	59
Figura 21 - Ilustração esquemática da temperatura de transição em uma amostra entalhada e não entalhada.	61
Figura 22 – Fluxograma das etapas envolvidas neste trabalho.	63
Figura 23 – Microestruturas dos metais base (a) ASTM A36 e (b) ASTM A572 Grau 50.	64
Figura 24 – Dispositivos para impacto de três pontos.	67
Figura 25 - Projeto do corpo de prova.	68
Figura 26 - Configuração do corpo de prova.....	68
Figura 27 – Localização do cordão de solda com entalhe, em relação ao punção de impacto.	69
Figura 28 – Imagens do videograma mostrando o experimento realizado. Em (a) imagem pré-impacto e em (b) pós-impacto. Duração do evento é de 0,299 s.	69
Figura 29 – Projeto do conjunto soldados com cordões paralelos ao vetor de impacto.	70
Figura 30 – Projeto do conjunto soldados com cordões transversais ao vetor de impacto.	71
Figura 31 – Braço robótico, fonte e o dispositivo para soldagem.	72
Figura 32 – (a) Sistema de aquisição de dados, (b) termopares posicionados.	73
Figura 33 – (a) Experimento de cordões paralelos, (b) experimento de cordões transversais.	76
Figura 34 – Martelo de impacto estrutural.	77
Figura 35 – Corpo de prova soldado, fixo no dispositivo recebendo o impacto.	78
Figura 36 – Identificação dos elementos utilizados para aferição das velocidades.....	79
Figura 37 – Fotograma do experimento de lançamento do ângulo de 90°. Taxas de aquisição da imagem de de 7000 quadros por segundo.....	80
Figura 38 – Fratura na face de um dos cordões de solda	83
Figura 39 – Fratura na raiz de um dos cordões de solda.....	83
Figura 40 – Macrografias das juntas soldadas material ASTM A36.....	86
Figura 41 – Macrografias das juntas soldadas material ASTM A572 G50.	87
Figura 42 – Durezas nas juntas soldadas sobre o ASTM A36. Distância entre os pontos de medição da dureza: 0,25 mm; ZAC: zona afetada pelo calor; MB: metal base inalterado; MS: metal de solda.	90
Figura 43 – Durezas nas juntas soldadas do aço ASTM A572 G50. Distância entre os pontos de medição da dureza: 0,25 mm; ZAC: zona afetada pelo calor; MB: metal base inalterado; MS: metal de solda.....	93

Figura 44 – Tempo de carregamento quase estático em relação à força, apresentando a resistência dos cordões de solda transversais (TW) e paralelos (PW) para o aço ASTM A-36.	95
Figura 45 – Tempo de carregamento quase estático em relação à força, apresentando a resistência dos cordões de solda transversais (TW) e paralelos (PW) para o aço ASTM A-572G50.	96
Figura 46 – Macrofotografias de fraturas em cordões de solda transversal, produzidos sobre ASTM A572G50 eletrodo AWS ER120S: (a) na temperatura ambiente; (b) com pré-aquecimento de 150 °C.	98
Figura 47 – Superfícies das fraturas: (a) cordão de solda PW realizado na TP sobre ASTM A36; (b) cordão de solda PW realizado TP sobre ASTM A572G50; (c) cordão de solda TW realizado em TA sobre ASTM A572G50; (d) cordão de solda TW realizado em TP sobre ASTM A572G50, registradas em MEV.	99
Figura 48 – Valores de microdureza em relação à distância da fratura nas seções dos cordões de solda fraturados.	100

LISTA DE ABREVIATURAS E SIMBOLOS

a	– Garganta do cordão de solda	mm
A	– Área	mm ²
A _s	– Área resistente do plano do cordão de solda	mm ²
CC ⁺	– Polaridade de soldagem	-
dF	– Diferencial de força	N
dt	– Diferencial de tempo	s
E	– Energia de soldagem	J/mm
E _C	– Energia Cinética	J
f _y	– Tensão de escoamento inferior	MPa
f _{ys}	– Tensão de escoamento superior	MPa
F	– Força	N
F _{us}	– Tensão permissível	MPa
I	– Corrente elétrica	A
I	– Segundo momento de área	mm ⁴
I _u	– Segundo momento unitário de área	mm ³
k	– Coeficiente de condutividade térmica	W/mm°C
L	– Distância do ponto de aplicação da carga	mm
L ₀	– Comprimento	mm
l	– Comprimento do cordão de solda	mm
M	– Momento	N•m
MB	– Metal base	-
MBI	– Metal base inalterado	-
MS	– Metal de solda	-
m	– Massa	kg
PW	– Cordões de solda paralelos a direção de carregamento	-
t	– Tempo	s
t _{8/5}	– Tempo de resfriamento entre 800 e 500 °C	s
T	– Temperatura	°C
TW	– Cordões de solda transversais a direção de carregamento	-
U	– Tensão elétrica	V
v	– Velocidade de soldagem	mm/s
V	– Esforço cortante	N

V	– Velocidade	m/s
W	– Trabalho	J
z	– Tamanho da perna	mm
ZAC	– Zona afetada pelo calor	-
$\sigma_{ }$	– Tensão normal paralela ao eixo da solda	MPa
σ_{\perp}	– Tensão normal ortogonal a seção da garganta da solda	MPa
$\tau_{ }$	– Tensão de cisalhamento no plano da garganta	MPa
τ'	– Tensão de cisalhamento primária vertical	MPa
τ''	– Tensão de cisalhamento horizontal	MPa
σ_f	– Resistência à fratura por clivagem	MPa
σ_0	– Resistência à fratura por escoamento	MPa

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Dimensionamento da resistência dos cordões de solda (PW).....	50
Tabela 2 - Dimensionamento da resistência dos cordões de solda (TW).	50
Tabela 3 – Momento plástico dos conjuntos soldados na posição transversal e paralela a direção de carregamento.....	53
Tabela 4 - Composição química em dos aços ASTM A-36 e ASTM A-572G50.	65
Tabela 5 - Propriedades mecânicas dos aços estruturais.....	65
Tabela 6 - Composição química dos consumíveis.....	66
Tabela 7 - Propriedades mecânicas dos metais de solda dos consumíveis.	66
Tabela 8 - Parâmetros utilizados para a realização dos cordões de solda.....	74
Tabela 9 – Velocidades e energias médias de impacto do martelo para diferentes ângulos de elevação.....	81
Tabela 10 – Energia mínima para o início da fratura.....	82
Tabela 11 – Energia mínima para o início da fratura.....	82
Tabela 12 – Áreas e taxa de diluição de uma junta soldada.....	85
Tabela 13 – Microdurezas: A36_ER70S-6_TA e A36_ER120S-G_TA.	88
Tabela 14 – Microdurezas: A36_ER70S-6_TP e A36_ER120S-G_TP.....	89
Tabela 15 – Microdurezas: A572G50_ER70S-6_TA e A572G50_ER120S-G_TA.	91
Tabela 16 – Microdurezas: A572G50_ER70S-6_TP e A572G50_ER120S-G_TP.	92
Tabela 17 – Cargas máximas resistidas dos conjuntos soldados aço ASTM A36.	94
Tabela 18 – Cargas máximas resistidas dos conjuntos soldados aço ASTM A572G50.....	94
Tabela 19 – Cargas máximas resistidas no ensaio de carregamento quase estático.....	96
Tabela 20 – Cargas máximas resistidas pelos conjuntos soldados com o aço ASTM A36.	97
Tabela 21 – Cargas máximas resistidas pelos conjuntos soldados com o aço ASTM A572G50.	98
Tabela 22 - Especificações da célula de carga Q-10T.	113
Tabela 23 – Dados dos experimentos de impacto aço ASTM_A36 (PW).....	114
Tabela 24 - Dados dos experimentos de impacto aço ASTM_A36 (TW).	114
Tabela 25 - Dados dos experimentos de impacto do aço ASTM_A572G50 (PW).....	115
Tabela 26 - Dados dos experimentos de impacto aço ASTM_A572G50 (PW).....	115

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	16
2	REVISÃO DE LITERATURA.....	19
2.1	Aços Estruturais.....	19
2.1.1	Soldabilidade dos Aços Estruturais	22
2.2	Soldagem a Arco com Proteção por Gás e Eletrodo Consumível MIG/MAG.....	24
2.3	Energia de Soldagem	25
2.4	Carbono Equivalente.....	26
2.5	Análise Térmica na Soldagem.....	28
2.5.1	Pré-aquecimento	28
2.5.2	Ciclos Térmicos	29
2.6	Carregamento por Impacto Estrutural.....	32
2.6.1	Comportamento do Aço Estrutural sob Carregamento de Impacto.....	36
2.7	Projeto de Juntas Soldadas	38
2.7.1	Dimensionamento de Juntas Soldadas.....	39
2.8	Determinação dos Esforços Dominantes em uma Viga em Balanço.....	50
2.9	Fundamentos da Fratura.....	54
2.9.1	Fatores Responsáveis pelo Comportamento Frágil	59
3	MATERIAIS E MÉTODOS.....	63
3.1	Caracterização dos Metais Base e de Adição	64
3.2	Ensaio Preliminares de Impacto Dinâmico	66
3.2.1	Ensaio de Impacto em Corpos de Prova com Entalhe	66
3.3	Geometria dos Corpos de Prova	70
3.4	Descrição dos Procedimentos de Soldagem.....	71
3.5	Ensaio de Impacto e de Carregamento Quase Estático.....	74
3.6	Ensaio de Impacto para Encontrar o “Limiar de Fratura” dos Conjuntos Soldados	81
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	85
4.1	Microdurezas e geometria da junta soldada	85
4.2	Ensaio de carregamento quase-estático	93
4.3	Ensaio de Carregamento por Impacto	97
5	CONCLUSÃO.....	101
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	102

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	103
ANEXO A – ESPECIFICAÇÕES DA CÉLULA DE CARGA Q-10T.....	113
ANEXO B – DADOS DOS EXPERIMENTOS DE IMPACTO.....	114
ANEXO C – DADOS DOS EXPERIMENTOS DE IMPACTO	115
ANEXO D – PROJETO DO MARTELO DE IMPACTO	116

1 INTRODUÇÃO

O atual cenário econômico mundial obriga engenheiros e projetistas a apresentarem soluções de engenharia arrojadas, alienando arte, custo, design e segurança em projetos estruturais.

Atendendo requisitos como aumento da eficiência de produção, redução do consumo de energia, redução dos pesos das estruturas de engenharia, um engenheiro projetista e de soldagem ao conceber um projeto, deve unificar o “estado da arte” envolvendo conhecimentos nas áreas de metalurgia, resistência dos materiais, análise de fratura, projeto e dimensionamento de solda, procedimentos de soldagem e suas variáveis, testes não destrutivos e custos em soldagem.

A soldagem merece grande destaque entre os vários processos de fabricação mecânica pelo fato de ser uma atividade versátil, econômica e segura quando executada respeitando-se normas, códigos e recomendações específicas da área. Mas também deve ser enfatizado com grande importância, de que ao ser realizada sem o acompanhamento de um “profissional” da área, ela se torna um risco para o meio ambiente e para a vida das pessoas.

Cabe às juntas soldadas a responsabilidade de transmitir os esforços entre os membros de uma estrutura e assim tornando-a uníssona! Esta afirmação nos remete a considerar que para a sua especificação necessitamos levar em consideração propriedades e o comportamento dos materiais base (MB) e materiais de solda (MS) envolvidos, relações metalúrgicas entre os mesmos e características geométricas da união.

Engenheiros projetistas e de soldagem, ao idealizarem o projeto de estruturas ou componentes, tem acesso a normas, códigos, padrões e especificações baseados em dados experimentais (propriedades mecânicas) extraídos de testes feitos em laboratórios, através condições de carregamento e geometria bem definida dos corpos de prova, diminuindo e controlando a quantidade de falhas e níveis de tensões aplicáveis, sendo que na prática, as discontinuidades são inevitáveis (MACHADO, 2013).

A falha em serviço de uma junta soldada é atribuída principalmente em função do ambiente de operação e da natureza da carga aplicada. Juntas por natureza são discontinuidades (geométricas) e assim, sítios potencialmente perigosos para o surgimento trincas (MACHADO, 2013).

Na história encontram-se registros da combinação de carregamentos estáticos e dinâmicos, ambos provocando desastres sem precedentes. Sem sombra de dúvidas que a

propagação frágil de uma trinca, que ocorre sem apresentar uma deformação macroscópica prévia, seu rápido crescimento (pode atingir altas velocidades) e súbita falha geralmente catastrófica, que é o caso mais grave (BARSOM, 1934).

Os terremotos ocorridos nos EUA e Japão na década de 90 mostraram infelizmente na prática, que a baixa ductilidade apresentada em uniões soldadas de estruturas de aço, foram influenciadas por fatores ligados as propriedades físicas locais da junta, como: discrepância entre a tensão de escoamento real e a de projeto, a variação do valor da resistência em função da espessura do aço, a falta de requisitos de tenacidade do MB e do MS e o efeito da taxa de deformação. Cabe destacar, que fatores envolvendo critérios de projeto como as quantidades de rotações plásticas necessárias, existência de estados de tensão 3D criados nas conexões soldadas e a influência do caráter misto das vigas, também contribuíram para a má ductilidade (PLUMIER, 2000).

Durante a soldagem dos aços, são formadas zonas com alterações microestruturais e por consequência, com propriedades mecânicas distintas, resultantes da inter-relação entre os parâmetros de soldagem como tensão (V), corrente de soldagem (I) e velocidade de soldagem (v) em (mm/s), com o MB e MS.

Portanto, diante desses aspectos, esta investigação teve por objetivo principal analisar a influência de carregamentos excêntricos fora do plano, quase estáticos e dinâmicos (ocasionado por impacto estrutural), em conjuntos soldados pelo processo (MAG) convencional, fabricados com duas classes de aços estruturais, unidos com juntas de filete, com duas configurações de soldagem: dois cordões de solda paralelos e dois cordões de solda transversais, em relação ao vetor de carregamento.

Os conjuntos soldados foram submetidos aos experimentos com acabamento original de fabricação. Sendo assim, para atingir o objetivo geral de maneira satisfatória, o mesmo foi fracionado nos seguintes objetivos específicos:

- Relacionar a variação da macroestrutura dos metais base e dos metais de solda e zonas afetadas pelo calor e o perfil de microdureza, obtidos das seções transversais das juntas soldadas.
- Desenvolver conjuntos soldados, de forma que a junta soldada receba de forma integral a força resultante gerada pelos carregamentos;
- Projetar e desenvolver dispositivos para a realização do processo de soldagem dos conjuntos soldados;

- Projetar e desenvolver dispositivos específicos para a realização dos ensaios de carregamentos quase estáticos e dinâmicos de impacto estrutural;
- Avaliar a resistência mecânica das juntas soldadas em filete submetidas a carregamentos excêntricos, fora do plano, quase estáticos e de impacto estrutural;
- Caracterizar as superfícies de fratura por Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV);
- Correlacionar os resultados obtidos, pelo modo analítico com experimentais;

A estrutura do presente trabalho é dividida em cinco capítulos. Na revisão bibliográfica, Capítulo 2, são abordados alguns aspectos sobre aços estruturais, assim como impacto estrutural, dimensionamento de juntas soldadas e fundamentos da fratura em metais. O Capítulo 3 é dedicado à descrição do procedimento experimental adotado. Resultados e discussões são apresentados no Capítulo 4. O quinto e último capítulo é dedicado à apresentação das principais conclusões obtidas a partir da realização deste trabalho. Por fim, são propostas algumas sugestões para trabalhos futuros.

2 REVISÃO DE LITERATURA

Nesse capítulo inicialmente serão abordados alguns aspectos sobre o processamento, características e aplicação dos aços estruturais ASTM A36 e ASTM A572 G50 empregados mundialmente na construção de estruturas metálicas. Além disso, será feita uma breve discussão sobre o processo de soldagem a arco elétrico com proteção gasosa (MIG/MAG). Por fim, serão abordados os temas que circundam a resistência das juntas soldadas como: impacto estrutural, dimensionamento de juntas soldadas e fundamentos da fratura.

2.1 Aços Estruturais

O desempenho em serviço dos aços depende das suas propriedades sendo elas associadas as microestruturas, isto é, dos arranjos, frações volumétricas, tamanho e morfologias das várias fases que constituem uma seção macroscópica do aço com uma determinada composição, obtida por uma dada condição de processamento (ASM, 1993).

São classificados como “aços estruturais” produtos siderúrgicos como: vergalhões usados na construção civil, barras utilizadas em aplicações estáticas, e também, chapas e perfis laminados para aplicações industriais, construção de edifícios e pontes metálicas.

Os aços estruturais são ligas metálicas de médio a baixo teor de carbono ($C < 0,25\%$ em massa), ligados ao manganês, com teores controlados de enxofre e fósforo. Também podem receber a adição de V, Nb, Ti e Al que são elementos microligantes de forma isolada ou combinados. Quando recebem a adição destes elementos, são denominados de aços microligados ou aços de alta resistência e baixa liga (ARBL) (PICKERING, F. B., 1992).

Aços de alta resistência e baixa liga (ARBL) são definidos como um grupo específico de aços com composição química criteriosamente desenvolvida, a fim de atender e melhorar significativamente os valores das propriedades mecânicas, e em alguns desses aços, melhorar a resistência à corrosão atmosférica quando comparados com os aços ao carbono convencionais (ASM, 1992). São usados em uma ampla variedade de aplicações, e suas propriedades podem ser adaptadas para uma determinada finalidade específica, através da combinação de composição e da microestrutura adquirida na laminação termomecânica controlada (TMCR), com ciclos de aquecimento e resfriamento

controlados, conferindo-lhes alta resistência mecânica conjugada com excelente tenacidade (HAUPT *et al*, 2018).

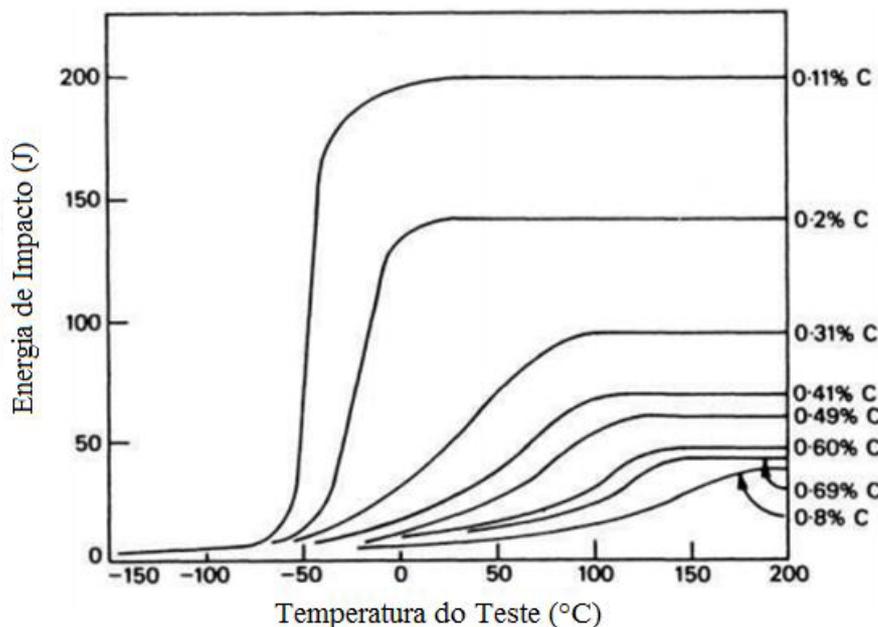
O tratamento termomecânico é um processo que envolve a aplicação simultânea de calor e de deformação de uma liga, a fim de alterar sua forma e refinar a microestrutura. Os objetivos principais do (TMCP) são aumentar a resistência, a tenacidade à fratura e melhorar a soldabilidade, realizando a redução do teor de carbono equivalente e controlando a composição química (ASM HANDBOOK, 1992). A deformação controlada reduz a microestrutura grosseira original, por recristalização do aço na condição austenítica de modo que seus grãos se transformem em ferrita refinada ao término deste processo (BHADESHIA; HONEYCOMBE, 2006).

A adição de fortes formadores de nitretos e carbonetos (Nb, V, Ti, Al), em pequenas quantidades não ultrapassando 0,1% em peso, resultam em uma tensão de escoamento de 2 a 3 vezes maior que a obtida em aços C-Mn.

A recristalização dinâmica é o principal mecanismo de refinamento de grãos no (TMCR), este mecanismo é estimulado pela deformação plástica que introduz defeitos cristalinos, como discordâncias, nas estruturas cristalinas dos grãos. Esses defeitos atuam como sítios de nucleação para os novos grãos recristalizados. À medida que a deformação plástica ocorre, esses novos grãos recristalizados crescem e se espalham, substituindo os grãos deformados. Em aços com estrutura de ferrita-perlita o refino dos grãos de ferrita ocorre com a restrição do crescimento dos grãos de austenita e ou com a inibição da recristalização da austenita durante a laminação a quente, de modo que a transformação da $\gamma \rightarrow \alpha$ ocorra na austenita não cristalizada. (LESLIE; BHADESHIA; HONEYCOMBE, 2006).

Até a segunda guerra mundial, a resistência dos aços era alcançada com a adição de carbono de até 0,4% e 1,5% de manganês em peso, resultando uma estrutura de ferrita-perlita, não possuindo tenacidade adequada. Logo, observou-se que a tenacidade, medida pela transição dúctil/frágil desses aços era reduzida com o aumento do teor de carbono como mostra a Figura 1.

Figura 1 – Efeito do teor de carbono nas curvas de temperatura de transição de impacto dos aços de estrutura de ferrita/perlita.



Fonte: Pickering (1975).

Durante muitos anos, o projeto de estruturas era baseado no limite de ruptura e o carbono era o principal elemento de liga e assim, as propriedades como soldabilidade e tenacidade eram afetadas negativamente.

Com a introdução da soldagem, sentiu-se a necessidade de reduzir a quantidade de carbono pelo fato que altos teores de carbono favorecerem o surgimento de trincas, desta forma aços com grãos de ferrita finos produzidos na condição austenítica pelo processo de laminação a quente com excelentes propriedades mecânicas se tornaram uma alternativa. Falhas catastróficas de estruturas soldadas foram registradas e levaram ao reconhecimento de que deveria ser realizado o controle da tenacidade. Os projetos passaram a levar em consideração o limite de escoamento, e a importância do tamanho do grão na resistência e na tenacidade foi reconhecida (PICKERING, F. B., 1996).

A ASTM (*American Society for Testing and Materials*) é uma organização norte-americana que tem como responsabilidade estabelecer normas técnicas para materiais, produtos, sistemas e serviços. Diferentes categorias de aços estruturais são identificadas e designadas por esta norma, em termos de composição, propriedades e desempenho, e ela também prescreve testes específicos para medir esses atributos (ASTM, 2010a).

A norma A6/A6M-22 especifica diversas categorias de produtos como barras de aço estruturais laminadas, chapas e perfis. Nela se encontram também, todos os testes

apropriados e necessários a serem realizados para a qualificação e enquadramento dos referidos produtos dentro dos limites prescritos em uma dada especificação de produto.

O aço ASTM A36 é o aço estrutural utilizado tanto no setor automotivo, como na construção de edifícios, em estruturas metálicas, estruturas de máquinas agrícolas, pontes ou ainda na fabricação de perfis estruturais. É um aço ferrítico de baixa liga, tendo como elementos característicos o carbono e o manganês. A norma ASTM A36/6M - 19 estabelece valores mínimos para suas propriedades mecânicas onde, o valor mínimo para a tensão de escoamento é de 250 MPa e como limite de resistência à tração um valor entre 400 a 550 MPa, (ASTM A36/6M).

O aço estrutural de alta resistência e baixa liga (HSLA) denominado ASTM A572 grau 50, possui uma microestrutura de ferrita-perlita e recebe a adição de vanádio, nióbio ou níquel. O refino de grão é responsável pelo aumento da resistência mecânica e simultaneamente da tenacidade. (ASM, 1997; COHEN, 1979). Estes elementos são responsáveis pela formação de carbonetos, nitretos ou carbonitretos, favorecendo o refinamento de grão e o endurecimento por precipitação. Exemplos de produtos fabricados com este aço são: chapas, barras e perfis estruturais. Nos Estados Unidos ele recebe grande destaque sendo o principal aço estrutural utilizado na construção de prédios, pontes e estruturas metálicas soldadas, máquinas e equipamentos industriais. A norma ASTM A572/A572M-18 estabelece o valor mínimo para a tensão de escoamento de 345 MPa, e como limite de resistência a tração o valor mínimo de 450 MPa.

2.1.1 Soldabilidade dos Aços Estruturais

A soldabilidade dos aços estruturais é uma característica importantíssima, que deve ser levada em consideração na seleção de materiais para aplicação estruturais. Portanto, o estudo das transformações que ocorrem no material em função dos ciclos térmicos de soldagem, assim como a previsão das microestruturas e propriedades mecânicas obtidas é de grande importância. O termo soldabilidade refere-se à capacidade que um material tem de ser soldado sob condições de fabricação impostas, formando uma peça ou estrutura específica, adequadamente projetada assegurando-se que não ocorram falhas ou defeitos que possam comprometer a integridade da estrutura (AWS, 1989).

Os aços estruturais são geralmente considerados altamente soldáveis, desde que sejam selecionados os processos de soldagem adequados e as condições de soldagem

controladas corretamente. No entanto, alguns fatores podem afetar a soldabilidade dos aços estruturais, incluindo a composição química do aço, o tratamento térmico, a presença de impurezas e a geometria da junta soldada.

Para garantir uma boa soldabilidade dos aços estruturais, é importante selecionar o processo de soldagem mais adequado para a aplicação em questão, e seguir as especificações de soldagem recomendadas pelo fabricante do aço. É também importante garantir que as condições de soldagem como, a preparação da junta, o controle da temperatura de pré-aquecimento (quando necessário), a escolha do consumível e o controle dos parâmetros, sejam adequados para a aplicação em questão.

A obtenção da resistência mecânica em juntas soldadas se torna difícil quando a tenacidade precisa ser elevada. De uma forma geral, dois mecanismos principais são efetivos para aumentar a tenacidade da zona termicamente afetada de aços estruturais. Como primeiro mecanismo pode-se citar o controle do crescimento de grão austenítico, especialmente nas regiões que atingem temperaturas elevadas, em segundo momento, tem-se a nucleação de ferrita no interior dos grãos austeníticos (ferrita intragranular), reduzindo a trajetória livre de trincas e causando mudança de direção, processos que aumentam a energia absorvida na fratura (OYSTEIN, G., 1997).

Uma característica comum dos aços ASTM A36 e ASTM A572 G50 é que eles podem em maior ou menor grau, sofrerem endurecimento em decorrência do ciclo térmico do processo de soldagem e, assim, sofrerem alterações nas propriedades mecânicas da junta soldada (LANCASTER, 1980; EASTERLING, 1983).

O tamanho dos grãos de ferrita e a morfologia da ferrita proeutetóide têm um papel crucial nas propriedades mecânicas do metal de solda. Isso ocorre porque a ferrita é um dos constituintes principais do aço, e a sua morfologia e tamanho afetam diretamente as propriedades mecânicas do material. Outras características da microestrutura, como a morfologia e distribuição dos carbonetos e a presença de precipitados nos limites dos grãos, também podem influenciar significativamente as propriedades mecânicas do material. A presença de carbonetos finos e uniformemente distribuídos pode melhorar a resistência à tração e à fadiga do material, enquanto a presença de precipitados nos limites dos grãos pode dificultar a movimentação das discordâncias e reduzir a ductilidade do material (LANCASTER, 1980; EASTERLING, 1983).

Em geral, a resistência ao escoamento do metal de solda aumenta e a temperatura de transição do impacto cai à medida que o tamanho do grão de ferrita é reduzido. O tamanho

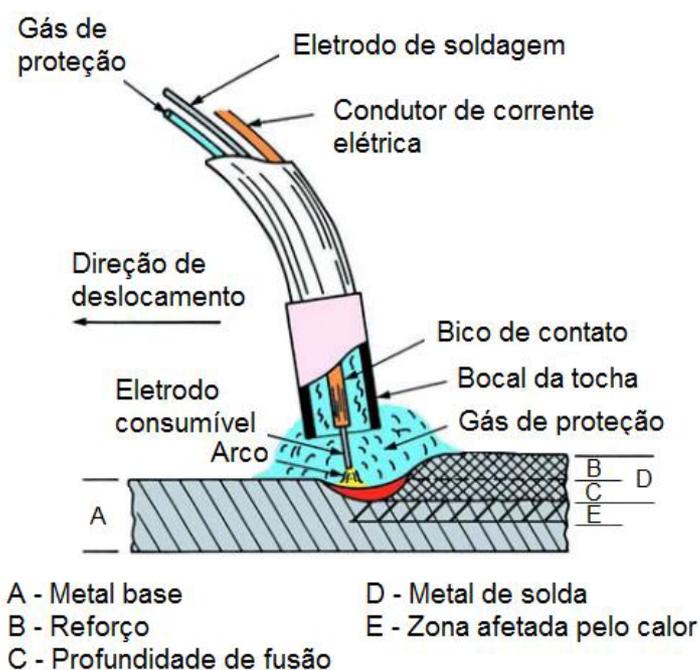
dos grãos de ferrita é amplamente determinado pelo tamanho dos grãos anteriores de austenita e isso, como apontado anteriormente, é uma função do ciclo térmico de solda.

A ductilidade de entalhe do metal de solda, medida por testes de impacto, pode ser significativamente afetada pela microestrutura, tamanho do grão e conteúdo de inclusão. A presença de ferrita proeutetóide grosseira em forma de blocos pode reduzir a ductilidade de entalhe do metal de solda, uma vez que as trincas tendem a se propagar ao longo das interfaces de blocos de ferrita proeutetóide. (LANCASTER, 1980).

2.2 Soldagem a Arco com Proteção por Gás e Eletrodo Consumível MIG/MAG

Também conhecido como processo de soldagem a arco gás metal, derivado do inglês *Gas Metal Arc Welding* (GMAW), é um processo que se baseia na formação do arco elétrico entre a peça e um eletrodo maciço nú consumível, continuamente alimentado. Na região do arco, ocorre a formação da poça de fusão que é protegida por um gás, ou mistura de gases, inertes ou ativos. (AWS, 2004; ASM,1998). No Brasil, é conhecido pelas nomenclaturas de: MIG (Metal Inerte Gás) e MAG (Metal Active Gás). A Figura 2 mostra esquematicamente o processo, adaptado de AWS, 2004.

Figura 2 – Soldagem MIG/MAG (esquemática).



Fonte: AWS (2004).

O conceito básico do processo GMAW foi introduzido na década de 1920, mas, somente após a segunda guerra mundial ficou disponível comercialmente. Inicialmente foi utilizado para a soldagem de alumínio e suas ligas (1948), com a proteção gasosa de um gás inerte (argônio). Com a adição de oxigênio ao argônio (Ar) (1951) e mais tarde, a utilização do dióxido de carbono (CO₂) puro, ou em misturas (1953), possibilitou a aplicação do processo em uma gama mais ampla de materiais, destacando-se os aços (ASM,1998; MACHADO, 1996).

Como principais vantagens da soldagem MIG/MAG pode-se citar que o processo é semiautomático bastante versátil com excelentes características para a robotização, a alimentação do eletrodo nú é contínua, alta taxa de deposição, alto fator de operação do soldador, o metal de solda depositado possui baixo conteúdo de hidrogênio, não há formação de escória e a soldagem pode ser realizada em todas as posições. (ASM,1998; AWS, 2004).

A soldagem MAG é extensivamente utilizada na fabricação de peças, componentes e estruturas para áreas da indústria como: exploração de petróleo e gás, naval, automotiva, na construção civil, mineração, agricultura e de transporte ferroviário. É um processo versátil, eficiente e econômico, que pode ser automatizado para aumentar a eficiência da produção.

2.3 Energia de Soldagem

A soldagem a arco define um grande e diversificado grupo de processos de soldagem que utilizam um arco elétrico como fonte de calor intensa em movimento para realizar a fusão localizada da junta. O aumento de temperatura em uma junta é governado por duas fontes de calor sendo elas, a energia de soldagem e a temperatura de pré-aquecimento. Já a dissipação ou extração do calor está associada aos seguintes fatores, condutividade térmica (k [J*mm⁻¹*s⁻¹*°C⁻¹]), calor específico (c [J*kg⁻¹*°C⁻¹]) e a densidade (ρ [kg*m⁻³]) do metal base (LANCASTER, 1980; EASTERLING, 1983; AWS, 2001).

A energia de soldagem (E), é a quantidade de energia transferida para a peça de trabalho por unidade de comprimento do cordão a partir de uma fonte de calor em

movimento, dada em J/mm. Ela é definida pelo produto da tensão em volts (U) e da corrente elétrica em amperes (I), divididos pela velocidade de soldagem (v) em (mm/s).

A eficiência do arco elétrico (η) é um número adimensional menor que 1 e seu valor é proveniente de fatores como parâmetros de soldagem, geometria das peças e propriedades físicas nos metais base e de adição (LANCASTER, 1980; EASTERLING, 1983; AWS, 2001). Para o processo de soldagem MIG/MAG, o rendimento térmico médio da fonte de energia pode variar entre 0,65 a 0,85 (EASTERLING, 1983; MACHADO, 1996). Desta forma a energia líquida de soldagem é dada pela Equação (1).

$$E = \eta \frac{U \cdot I}{v} \quad (1)$$

A taxa de entrada de calor é uma das variáveis mais importantes sendo responsável por provocar importantíssimas alterações nos metais base e de solda, uma vez que governa as taxas de aquecimento, as taxas de resfriamento e a geometria e tamanho da poça de fusão. Assim, um fluxo térmico é estabelecido e o mesmo exerce profunda influência nas seguintes características metalúrgicas da junta soldada: macroestrutura de solidificação do metal de solda, transformações microestruturais, propriedades mecânicas e metalúrgicas, descontinuidades, tensões residuais e deformações (MACHADO, 2000).

2.4 Carbono Equivalente

Os elementos de liga têm um efeito significativo na dureza e microestrutura da zona afetada pelo calor (ZAC) de aços estruturais e também afetam a tendência do aço à fissuração por hidrogênio. A determinação da temperatura de pré-aquecimento também é influenciada pela presença de elementos de liga. (LANCASTER, 1980).

O carbono é um dos elementos mais importantes na determinação da dureza e da microestrutura da ZAC e também é um fator significativo nas trincas induzidas por hidrogênio. O carbono é o principal elemento para aumento da resistência mecânica do aço, o aumento do seu teor prejudica propriedades como a ductilidade e a soldabilidade do aço, porém, para melhorar as propriedades físicas no aço, (mantendo o nível de carbono baixo), são adicionados durante o seu processo de fabricação elementos que melhoram tais propriedades. A adição do cromo e do manganês melhoram a ductilidade e a soldabilidade,

mas também favorecem o aumento da dureza do metal e conseqüentemente o risco de trincas na (ZAC) (GHOSH, 2016).

O cálculo do carbono equivalente (CE) pode ser realizado com equações que levam em conta a contribuição dos elementos de liga no aço para determinar o efeito total no comportamento do aço. A equação do carbono equivalente pode variar de acordo com o tipo de aço e a norma utilizada, mas geralmente envolve a soma ponderada das percentagens de carbono, manganês, silício, níquel, cromo, molibdênio e outros elementos de liga.

A Equação (2) é recomendada pela IIW (*International Institute of Welding*) para o cálculo do carbono equivalente (ASM HANDBOOK, 2005; GHOSH, 2016).

$$CE_{IIW} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr+Mo+V}{5} + \frac{Cu+Ni}{15} \quad (2)$$

Onde:

CE_{IIW} = Carbono equivalente;

C = Teor de carbono em %;

Mn = Teor de manganês em %;

Cr = Teor de cromo em %;

Mo = Teor de molibdênio em %;

V = Teor de vanádio em %;

Cu = Teor de cobre em %;

Ni = Teor de níquel em %;

Na Equação (2), os elementos químicos representados por seus símbolos se referem à composição química da liga (% em peso), caso não presente algum elemento químico na composição, se utiliza 0. A norma API 5L recomenda a aplicação da Equação (2) em situações onde o aço possui teor de $C > 0,12\%$.

O carbono tem papel fundamental na determinação da microestrutura de um aço, influenciando fortemente propriedades como dureza, resistência e tenacidade. No entanto, sua presença afeta negativamente a soldabilidade, usinagem e resistência a corrosão. A adição de outros elementos de liga, como cromo, níquel e molibdênio, pode ajudar a melhorar essas propriedades. O manganês é responsável pela redução do tamanho de ripa da ferrita acicular, elevando as propriedades mecânicas e também causa a redução da

temperatura de decomposição da austenita em ferrita, assim, favorecendo a formação da ferrita primária em contorno de grão (WAINER et al., 2015).

Existe uma relação importantíssima entre a taxa de resfriamento e o valor de (CE) no surgimento de trincas. Uma taxa de resfriamento mais rápida para materiais com baixo (CE) pode ser tolerável, pois o risco de trincas é menor. Assim, quanto maior o CE, menor será a taxa de resfriamento tolerável e, conseqüentemente, mais dura e frágil será a ZAC e mais suscetível a trincas (GHOSH, 2016; EASTERLING, 1983).

2.5 Análise Térmica na Soldagem

2.5.1 Pré-aquecimento

Com o aumento na utilização de aços com resistência e tenacidade elevadas, em aplicações de engenharia, é de suma importância que seja realizado o controle da temperatura durante o processo de soldagem. Na prática, todas as soldas requerem ou podem se beneficiar da aplicação do aquecimento, que pode ser realizado antes, durante ou após o processo (JONES, 1990). Na maioria dos aços as transformações de fase mais importantes ocorrem no intervalo de temperatura entre 800 °C e 500 °C ($\Delta t_{8/5}$), dessa forma, o controle do tempo de resfriamento neste intervalo é importantíssimo, pois a taxa de resfriamento afeta diretamente a microestrutura formada após o término do processo de soldagem (MACHADO, 2000).

A taxa de resfriamento pode ser alterada através do pré-aquecimento da peça. No intervalo entre 300 °C e 100 °C ($\Delta t_{3/1}$), podem ocorrer trincas induzidas pelo hidrogênio e tensões térmicas, o pré aquecimento atua facilitando a difusão do hidrogênio na junta soldada e minimizando tensões residuais (MACHADO, 2000).

Diversos fenômenos metalúrgicos importantíssimos responsáveis por produzir mudanças nas propriedades físicas dos aços são ativados com o aumento da temperatura seja ele ocasionado por uma fonte de soldagem ou por qualquer outro meio. Como efeitos mecânicos do aquecimento, ocorre a expansão volumétrica do material sendo caracterizada como uma dilatação linear diferente, em todas as direções cristalográficas (JONES, 1990).

Durante o resfriamento, o material sofre contração térmica na mesma faixa de temperatura. No entanto, se o material não for aquecido uniformemente, ao exemplo do

que acontece no processo de soldagem, pode ocorrer deformação inelástica, resultando em distorção durante o resfriamento.

2.5.2 Ciclos Térmicos

Pode-se prever a formação da microestrutura em qualquer posição dentro da ZAC através da análise de dois parâmetros, a temperatura de pico (T_p) e o período de tempo ($\Delta t_{8/5}$).

A temperatura de pico máxima pode ser estimada conhecendo-se a energia de soldagem, a condutividade térmica (k), o calor específico do material (c) e a densidade (ρ) do material. Ela está diretamente relacionada ao tamanho da ZAC, quanto mais alta a temperatura de pico, maior será a região afetada pelo calor ao redor da poça de fusão.

Destaca-se que a temperatura de pico pode ultrapassar a linha A1 (diagrama ferro-carbono), também conhecida como linha de transformação ferrita-austenita, ela delimita a região em que ocorre a transformação da estrutura cristalina de ferro α (ferrita) para a estrutura γ (austenita) à medida que a temperatura é aumentada. A linha A1 é uma das linhas de transformação importantes no diagrama e representa a temperatura em que a ferrita se torna instável e começa a se transformar em austenita.

Para a escolha do modo de transferência de calor segundo Machado (2000), o fato de considerar os coeficientes físicos constantes, sendo os mesmos em função da temperatura e de não se ter certeza em qual espessura exata, o regime de extração 2D cessa e o regime 3D passa a operar, considerando-se um erro de $\pm 15\%$ para o caso em questão, utiliza-se o modo de extração 3D.

Desta forma, para chapas grossas, realiza-se o cálculo da temperatura máxima de pico utilizando-se a Equação (3), (RYKALIN, 1971; MACHADO, 2000).

$$T_p = T_0 + \frac{2E}{\pi e \rho c r_p^2} \quad (3)$$

Onde (T_p) é a temperatura de pico, (T_0) é a temperatura de pré aquecimento e (r_p) define a posição de um ponto em relação a linha central da solda, localizado no plano superior da chapa.

Assumindo-se a aplicação instantânea de calor com uma posição fixa da fonte, pode-se estimar para qualquer ponto, em qualquer instante, a sua temperatura, e representá-los como uma curva conforme a Equação (4), (EASTERLING, 1992).

$$T = T_0 + \frac{E}{2\pi\lambda t} \exp\left(-\frac{r_p^2}{4at}\right) \quad (4)$$

Sendo $a = \lambda/\rho c$ o coeficiente de difusividade térmica em $(m^2 \cdot s^{-1})$.

Pode-se definir a formação de estruturas frágeis em um cordão de solda através da análise do tempo de resfriamento da união soldada. Considera-se o aporte de calor, o tipo da junta, a espessura da chapa e as propriedades do material base. O resfriamento do metal pode ser avaliado pelo tempo em que o material leva para interpor a faixa entre 800 °C até 500 °C ($\Delta t_{8/5}$), bem como pode-se optar pela 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).

Opta-se pela avaliação deste intervalo de temperaturas, pois durante a transposição deste período podem acontecer significativas transformações de fase para grande parte dos aços estruturais. Este tempo de resfriamento pode ser calculado pela Equação (5), levando em consideração a temperatura de pré-aquecimento, a energia de soldagem e a condutividade térmica (EASTERLING, 1992).

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

A outra maneira de extrair informação sobre transformações microestruturais, etc. em um ponto do metal de solda e, sob certas condições, do metal base soldado, é através do cálculo da sua taxa de resfriamento dT/dt . Para aços ao carbono e baixa liga principalmente, é conveniente calcular esta taxa numa temperatura (T_r) próxima a 550 °C. Exemplificando, na Equação (6) está a derivada em relação ao tempo da equação do ciclo térmico para o caso de extração tridimensional do calor (ROSENTHAL, 1946, Apud MACHADO, 2000).

$$-\frac{dT}{dt} = \frac{2 \cdot \pi \cdot k (T_r - T_0)^2}{E} \quad (6)$$

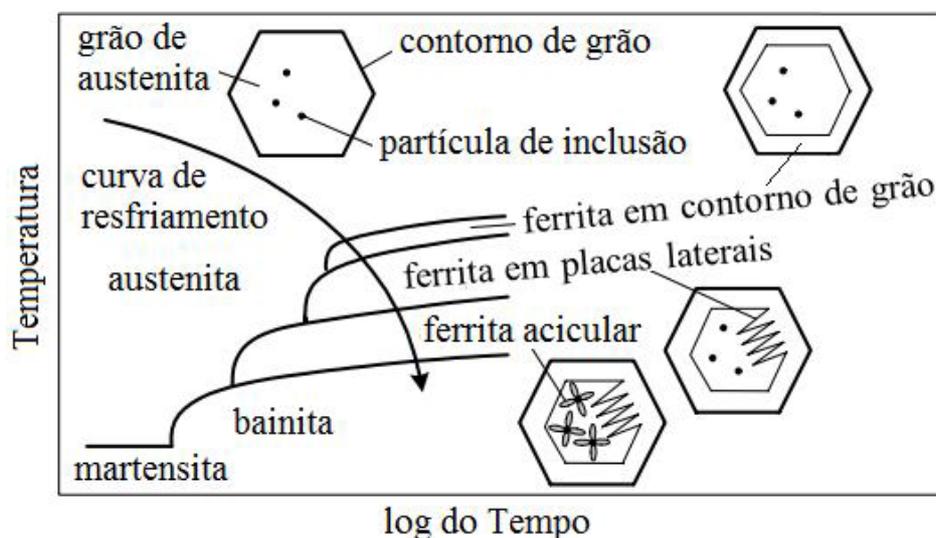
A microestrutura da ZAC em aços é controlada tanto pela composição quanto pela taxa de resfriamento.

Desta forma os diagramas de transformação de resfriamento contínuo (TRC), foram desenvolvidos para muitas classes de aço, com o objetivo de prever sua microestrutura em função das condições de resfriamento.

Na Figura 3, mostra-se esquematicamente uma curva de resfriamento e o desenvolvimento da microestrutura em função da temperatura e do tempo de resfriamento.

As formas hexagonais representam as seções transversais dos grãos de austenita colunares no metal de solda. À medida que a austenita (γ) é resfriada a partir de altas temperaturas, a ferrita (α) nucleia no contorno de grão e cresce para o centro do grão.

Figura 3 – Diagrama esquemático mostrando microestruturas formadas em função da taxa de resfriamento para o metal de solda de um aço de baixo carbono.



Fonte: Adaptado de Kou, (2003).

Pode ocorrer a formação de ferrita de contorno de grão também que também é chamada de ferrita “alotromórfica”, o que significa que é uma ferrita sem uma forma facetada regular refletindo sua estrutura cristalina interna.

Em temperaturas mais baixas, a ferrita de contorno de grão planar tem sua mobilidade reduzida, levando à formação da ferrita de Widmanstätten. Essa ferrita de placa

lateral cresce mais rapidamente devido à distribuição lateral do carbono, enquanto a difusão dos átomos substitucionais é limitada durante o processo de crescimento.

2.6 Carregamento por Impacto Estrutural

O termo "impacto estrutural" refere-se ao efeito que uma ação ou evento causa na integridade estrutural de um objeto ou sistema. Quando ocorre em uma estrutura de engenharia, a capacidade de resistir a cargas impulsivas é definida como “resposta ao choque”, que é um critério importante de um sistema mecânico. O carregamento por impacto é caracterizado por um intenso aumento na carga, quase instantâneo (inferior a uma pequena fração de microssegundos), seguido por um rápido decréscimo (KREHL, 2009; MEYERS, 1994; ZUKAS, 1980).

O processo de transferência de energia que ocorre durante um fenômeno de impacto é complexo, tornando seu tratamento matemático difícil. Desta forma, modelos simplificados que representam esse fenômeno são fundamentais para torná-los passíveis de um tratamento teórico. Após essa etapa, o comportamento dinâmico postulado de tais corpos deve ser verificado por experimentos adequados. Como resultado dessa abordagem, soluções completas foram obtidas para configurações geométricas simples, utilizando as leis de conservação de massa, conservação do momento e balanço de energia mecânica, quando condições de contorno envolvendo quantidades físicas como força ou velocidade são determinadas (GOLDSMITH, 1960).

Em muitos cenários, as estruturas são submetidas a carregamentos dinâmicos devido a eventos especiais, como colisões de veículos, impactos em estruturas militares, perfurações e explosões em estruturas públicas e militares.

A primeira forma de tratamento de colisões tratou os objetos envolvidos como corpos rígidos e as perdas de energia eram corrigidas com fatores adequados. Com o tratamento vibracional unidimensional de corpos em colisão a análise pode ser realizada sob a ótica de propagações de ondas em problemas de impacto.

Cabe ressaltar, que o uso de metodologias de projeto para a análise de cargas estáticas deve ser feito com cautela, quando aplicadas ao problema de carregamento por impacto, pois discrepâncias entre os resultados encontrados analiticamente em relação aos ensaios experimentais se mostraram perigosamente grandes, (LODYGOWSKI, 2014).

Um carregamento aplicado em baixas taxas de aplicação da carga é chamado de carregamento quase-estático ou simplesmente de carregamento estático. O estudo do comportamento dinâmico de materiais e estruturas submetidas ao carregamento dinâmico é de interesse para várias áreas da ciência. Um material que possui comportamento dúctil ao ser submetido ao carregamento quase estático, pode apresentar comportamento frágil ao ser submetido ao carregamento por impacto. Fato explicado pela incapacidade do material de redistribuir as tensões em um pequeno intervalo de deformação (MACAULAY, 1987).

A forma de tratamento fundamental da maioria dos princípios da dinâmica é extraída em termos, do estudo da dinâmica de uma partícula. Uma partícula de massa (m) movendo-se com velocidade (V) tem impulso (mV). Se uma força resultante (F) atua sobre a partícula, isso causa uma mudança no momento de acordo com a 2ª lei do movimento de Newton, (STRONGE, 2019).

Lei II: O momento (mV) de uma partícula tem uma taxa de variação em relação ao tempo que é proporcional e na direção de qualquer força resultante ($F(t)$) agindo sobre a partícula.

Considerando uma partícula de massa (m) sob ação de uma força (F), a segunda lei de Newton pode ser expressa na forma:

$$d(mV)/dt = F \quad (7)$$

Onde (mv) é o momento linear da partícula, a variação do momento linear é igual ao impulso linear (P), a qual o corpo foi submetido:

$$\Delta m\vec{v} = m\vec{v} - m\vec{v}_0 = \int_0^t \vec{F} dt \equiv \vec{P} \quad (8)$$

Sendo, a variação do momento angular dado por:

$$\Delta I\vec{\omega} = I\vec{\omega} - I\vec{\omega}_0 = \int_0^t \vec{F}r' dt \quad (9)$$

Sendo (\vec{v}) e $(\vec{\omega})$ respectivamente a velocidade linear e angular, (I) o momento de inércia e (r) distância do centro de massa do corpo, ambos em relação ao eixo de rotação, (\vec{F}) é a força e (t) o tempo.

Os pequenos valores observados para um pequeno período de contato (τ) para maioria dos impactos requerem a existência de grandes forças para satisfazer a Equação (7). Desta forma, cargas estáticas adicionais, como pesos, são geralmente negligenciadas. Outra premissa básica para a conservação do momento linear é que a força produzida durante a colisão dos corpos seja interna o sistema, não afetando o movimento em relação ao centro de gravidade comum (GOLDSMITH, 1960).

Entre os corpos em colisão dentro de um sistema ocorre apenas uma transferência de “momento”, mas durante a transferência de energia entre os corpos pode ocorrer uma apreciável perda de energia por meios dissipativos incorridas na deformação plástica (GOLDSMITH, 1960; ANDERSON, 2013).

Na Figura 4 é mostrado o histórico da deformação durante um impacto. Como podemos observar ele é constituído de dois subintervalos descritos como: período de abordagem que se estende do instante de contato até o ponto de máxima abordagem, seguido por um período de restituição que dura até o instante de separação. No caso da elasticidade completa, existe um eixo de simetria em torno do ponto de máxima abordagem, se existir uma restauração parcial, a curva possui formato assimétrico. No impacto completamente plástico, o segundo subintervalo desaparece completamente e os corpos não se separam (GOLDSMITH, 1960).

Figura 4 – Perfil de deformação assumida em um impacto.

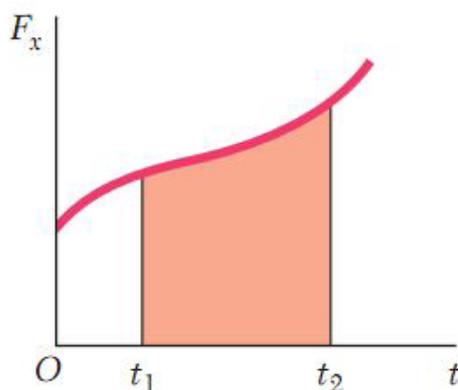


Fonte: Adaptado de GOLDSMITH, (1960).

Quando o impacto produz uma deformação permanente é introduzido um coeficiente de restituição (e) (valor de 0 até 1), responsável por descrever o grau de plasticidade da colisão entre os corpos, definido como a relação dos componentes de velocidades relativas final para inicial, dos objetos em movimento na direção normal às superfícies de contato (GOLDSMITH, 1960).

A solução vetorial da integral mostrada na Equação (8) é conhecido como impulso linear, ou simplesmente impulso, da força (F) durante o intervalo de tempo (t) considerado. Resolvendo em componentes retangulares, para (F_x), (F_y) e (F_z), tem-se que os componentes do impulso gerado pela força (F) em um intervalo de tempo (t), são respectivamente iguais às áreas sob as curvas obtidas, plotadas como mostra a Figura 5, para a força (F_x) (BEER E JOHNSTON, 2013).

Figura 5 – Representação do impulso como a área abaixo da curva.



Fonte: BEER E JOHNSTON (2013).

A unidade da magnitude do impulso no sistema internacional é expressa como $N \cdot s$, lembrando da definição de Newton, tem-se que $N \cdot s = (kg \cdot m/s^2) \cdot s = kg \cdot m/s$, sendo esta unidade relacionada com o momento linear de uma partícula.

Um corpo de massa (m) sob ação de uma força (F) deslocando-se segundo uma trajetória qualquer possui energia, denominada de energia cinética. A equação da energia cinética foi deduzida por diversos cientistas ao longo do tempo, mas uma das primeiras deduções conhecidas foi feita pelo físico e matemático francês Gaspard-Gustave de Coriolis em 1829.

Coriolis propôs que a energia cinética de um objeto é diretamente proporcional ao quadrado de sua velocidade e à sua massa. Ele expressou essa ideia matematicamente da seguinte forma:

$$E_c = \frac{m}{2} v^2 \quad (10)$$

O teorema trabalho e energia cinética é um dos princípios fundamentais da física que estabelece uma relação entre o trabalho (W) realizado por uma força sobre um objeto e a energia cinética (E_c) que ele adquire. Esse princípio é independente da aceleração do objeto e pode ser utilizado para analisar movimentos em diferentes situações (BEER e JOHNSTON, 2013).

O impulso linear é definido como a variação da quantidade de movimento de um objeto, e é dado pelo produto da força pela duração da interação entre a força e o objeto (mais exatamente a integral no tempo da força). Reescrevendo a Equação (10), e considerando o teorema integral do valor médio, a intensidade da força resultante média a qual o objeto esteve submetido durante a colisão é dado por:

$$F_R = m \cdot (v_2 - v_1) / \Delta t \quad (11)$$

2.6.1 Comportamento do Aço Estrutural sob Carregamento de Impacto

O comportamento mecânico dos materiais sob condições de carregamento por impacto difere significativamente do comportamento apresentado sob carregamento quase estático. Vários experimentos foram realizados para determinar as propriedades dinâmicas dos metais e suas ligas, submetidos a tração, compressão, flexão, torção ou uma combinação dessas cargas. Como principais variáveis medidas podemos citar as tensões e deformações produzidas e a energia absorvida pelo corpo de prova submetido a vários tipos de ensaios em taxas de carregamento e temperaturas diferentes (GOLDSMITH, 1960).

Quando uma carga de impacto é aplicada em uma estrutura de aço, as tensões produzidas não são instantaneamente transmitidas a todas as partes do corpo, em um breve

instante após a aplicação da carga, partes do corpo permanecem inalteradas. A deformação e a tensão produzidas se movem através do corpo em forma de onda (DIETER, 1982). Essas tensões podem levar a deformação elástica, plástica, fratura, trinca e conseqüentemente em uma estrutura ao seu colapso.

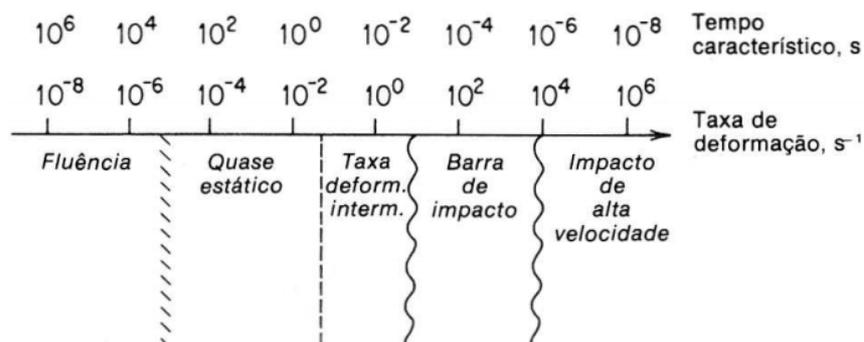
Sob o carregamento produzido por impacto, a medida da rapidez com que um material é deformado em relação ao tempo é denominada de taxa de deformação:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt} \quad (12)$$

Na literatura encontramos inúmeras pesquisas mostrando resultados de experimentos onde aços foram submetidos à altas taxas de deformação, como um dos resultados observou-se o aumento da tensão de escoamento do aço (GOLDSMITH, 1960; RUSINEK, 2001).

O espectro de taxas de deformação disponíveis e o tempo característico, que corresponde ao tempo necessário para produzir um por cento de deformação na taxa de deformação correspondente são mostrados na Figura 6.

Figura 6 – Espectro das taxas de deformação.



Fonte: DIETER, (1998).

O comportamento homogêneo dos metais é profundamente influenciado pela deformação (ε), pela taxa de deformação ($\dot{\varepsilon}$) e temperatura (T). A forma como ocorre este carregamento pode ser complexa, assim, tem-se que a propriedade do material frente a solicitações $\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T)$ merece profunda análise e pesquisa (LODYGOWSKI, 2014).

Segundo HOLLomon (1945), a deformação e a taxa de deformação estabilizam o comportamento do material induzindo um retardo para desencadear a instabilidade e a

última está provocando rapidamente a perda de homogeneidade devido ao amolecimento térmico. Portanto, se um material é usado sob carregamento dinâmico, existe uma competição entre encruamento (n), sensibilidade à taxa de deformação (p) e sensibilidade à temperatura (q). De forma simples levando em consideração todos os parâmetros descritos anteriormente, o comportamento do material pode ser descrito por:

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = K \varepsilon^n \dot{\varepsilon}^p T^{-q} \quad (13)$$

Sendo (K) uma constante relacionada ao material.

O fenômeno de impacto provoca a propagação de ondas de choque responsável por produzir mudanças significativas que afetam as propriedades mecânicas dos materiais. Zhu e Cescotto (1992), apontam que os processos de deformação dinâmicos que facilitam a fratura dinâmica são: (1) os fenômenos ondulatórios de deformação plástica; (2) a nucleação e crescimento de microvazios; (3) a coalescência de microvazios que leva ao processo de fragmentação; (4) separação total como resultado da propagação de microfissuras através de materiais ou regiões fortemente danificadas.

Esses processos de deformação dinâmica são responsáveis pela ocorrência da fratura por microfissuras em materiais sujeitos a impactos. Compreender esses mecanismos é crucial para analisar e prever o comportamento de materiais submetidos a condições de contato-impacto e desenvolver estratégias para melhorar a resistência e a durabilidade dos materiais em tais situações.

2.7 Projeto de Juntas Soldadas

Sem sombra de dúvidas, dentre os processos de união de peças e componentes estruturais como rebiteagem, parafusagem é a soldagem quem possui importante destaque sendo amplamente utilizado na fixação de componentes. Características como fácil operação, baixo custo quando comparado com os processos citados anteriormente e grande eficiência corroboram para sua difundida utilização.

Recebe o nome de junta a área ou região onde duas ou mais extremidades, superfícies ou arestas estão conectadas, sendo categorizadas pelo processo de união e de transferência de forças (AISC, 2016).

As juntas soldadas são projetadas levando em consideração os requisitos de resistência e segurança da estrutura, bem como as condições de serviço às quais ela estará sujeita, variáveis como *desing* e *lay-out* podem afetar negativamente nos custos de fabricação.

Em uma estrutura soldada, as soldas são responsáveis por formar uma conexão sólida e contínua entre os membros, desempenhando um papel fundamental na transferência de cargas de forma eficiente e eficaz.

2.7.1 Dimensionamento de Juntas Soldadas

Soldas de filete são amplamente utilizadas nas indústrias da construção civil, naval, automotiva, aeroespacial, petróleo e gás, mineração, equipamentos agrícolas e de energias renováveis. Desempenham um papel crucial no processo de união de materiais na garantia da integridade estrutural e da qualidade do produto final. O dimensionamento adequado dos cordões de solda é um ponto crítico para se evitar falhas prematuras, que podem comprometer a segurança e a durabilidade das estruturas soldadas.

Ao longo da história, as pesquisas e investigações desenvolvidas sobre a resistência e o comportamento das soldas de filete empregadas em juntas em ângulo foram realizadas em laboratórios, com corpos de prova de geometria pré-definida, submetidos à aplicação de carregamento estático. Este fato reflete na atualidade pela ausência de informações sobre o comportamento de soldadas de filete quando submetidas ao carregamento ocasionado por impacto.

A direção do carregamento em relação ao eixo da solda afeta diretamente a distribuição de tensão e a resistência da solda em ângulo. O carregamento pode ocorrer paralelo ao eixo das soldas (filete longitudinal), perpendicular ao eixo das soldas (filete transversal) ou, em uma direção intermediária (MIAZGA, 1986).

Resultados de trabalhos teóricos e experimentais apresentados por MIAZGA e KENNEDY (1986), BUTLER e KULAK (1971), KATO e MORITA (1974) demonstraram que soldas de filete transversais suportaram carregamentos 40% maiores que as soldas de filete longitudinais, para cordões de soldas com mesmo comprimento e cargas de tração aplicadas no mesmo plano de soldagem. Desta forma, as soldas de filete transversais estabelecem o limite superior e as soldas de filete longitudinais, o limite inferior de

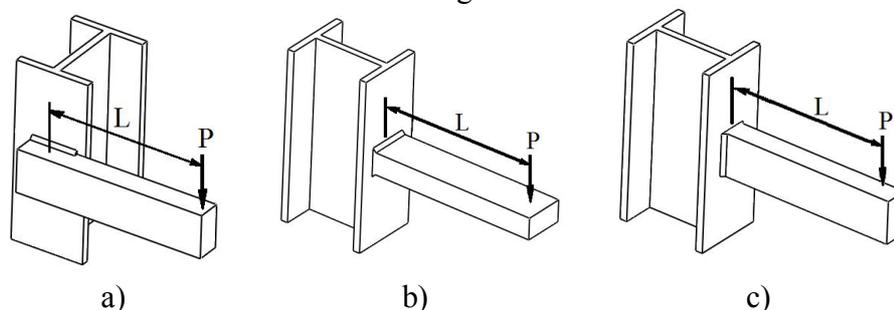
resistência dos cordões de solda (KANVINDE, 2009; MACHADO, 2011; GRISMO, 2017).

O ângulo de carregamento afeta a resistência e a ductilidade das soldas de filete. Quando o ângulo de carregamento aumenta de 0° (soldas longitudinais) à 90° (soldas transversais), a resistência das soldas em ângulo aumenta e a ductilidade diminui (KANVINDE, 2009).

Em muitos casos, a aplicação dos esforços gera excentricidade da carga atuante sobre o filete ou sobre o grupo de soldas. Isso provoca excentricidade da carga no plano ou fora do plano. Neste trabalho a definição de carregamento excêntrico no plano e fora do plano é adotada conforme mostrado na Figura 7, onde a aplicação da carga em (a) está no mesmo plano em que se encontram os filetes de solda, já em (b) e (c), a carga excêntrica está sendo aplicada fora do plano onde se encontram os filetes de solda (KWAN, 2010).

Quando o carregamento excêntrico fora do plano ocorre, Figura 7 (b) e (c), as juntas soldadas por filete são submetidas à combinação de esforços de flexão e cisalhamento simultaneamente. A configuração dos cordões de solda frente à aplicação da carga ganha destaque, pois tem influência direta na resistência da junta. Desta forma, na Figura 7, têm-se, dois casos de carregamento excêntrico fora do plano em função da posição dos cordões de solda. Na Figura 7 (b), o eixo dos cordões de solda de filete está paralelo ao vetor de aplicação da carga, na Figura 7 (c), o eixo dos cordões de solda é transversal ao vetor de aplicação da carga.

Figura 7 – Em (a) tem-se o carregamento excêntrico no plano, (b) o carregamento excêntrico fora do plano, cordões de solda de filete transversais ao vetor de carregamento. (c) carregamento excêntrico, cordões de solda de filete, paralelos ao vetor de aplicação da carga.



Fonte: Autor.

A capacidade de deformação das soldas de filete pode variar dependendo da direção da carga aplicada. Essa observação também foi feita por Butlher e Kulak (1971) a partir de

testes experimentais com juntas sobrepostas soldadas em filete, onde notaram que a resistência e a ductilidade das soldas podem ser diferentes quando a carga é aplicada em direções diferentes. Eles descobriram que a capacidade de deformação das soldas de filete é maior quando a carga é aplicada perpendicularmente à direção da solda. Nessa direção, a solda tende a se comportar com maior elasticidade, permitindo uma maior deformação sem fratura. No entanto, quando a carga é aplicada paralelamente à direção da solda, a capacidade de deformação é reduzida. Assim, a solda tende a se comportar de maneira frágil, resultando em uma menor capacidade de deformação antes da fratura. Portanto, a direção da carga é um fator importante a ser considerado ao avaliar a capacidade de deformação das soldas de filete. É necessário levar em conta essa influência ao projetar estruturas soldadas e ao realizar análises de resistência e segurança

Butlher e Kulak (1972) investigaram o comportamento de juntas soldadas de filete carregadas excêntrica e submetidas a combinação de cisalhamento e flexão fora do plano. Foi observado que a capacidade de carga prevista, utilizando-se o modelo de cálculo de centro instantâneo de rotação, demonstrou maior confiabilidade que outros modelos em uso na época.

Define-se a etapa de projeto como sendo o processo onde procura-se estabelecer as propriedades físicas entre outras, de uma estrutura, com a finalidade de alcançar objetivos como resistência pretendida, facilidade de manutenção, durabilidade, construtibilidade, economia e outras características desejadas. O projeto baseado na resistência, inclui análise para determinar a resistência necessária e a proporção para ter a resistência adequada disponível (AISC, 2016). Em se tratando de uma junta soldada, quando projetada adequadamente, não apenas transfere tensões com segurança, mas também é econômica de ser fabricada (ASM, 1998).

Na literatura atual, o tratamento dado para a análise de uma junta soldada que possui características como comprimento, ângulo de orientação e espessura da garganta de cada filete, quando submetida a ação de determinadas ações externas, tem por objetivo encontrar as tensões atuantes na seção da garganta (consideradas uniformemente distribuídas), oriundas da ação de esforços externos e compará-las com critérios de resistência conhecidos ou pré-determinados.

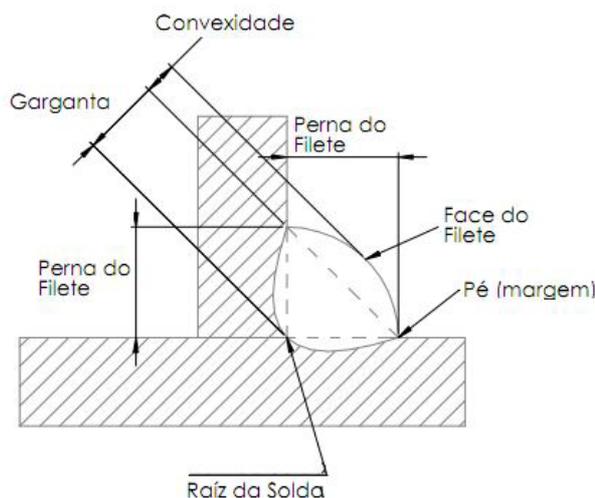
Em se tratando de soldas de filete com penetração parcial (PJP), a força a ser transferida por essas soldas é menor que a capacidade dos componentes, desta forma, o projetista tem maior flexibilidade na escolha das propriedades do metal de solda em comparação com os componentes que estão sendo unidos. Como estas soldas são

proporcionais à força a ser transferida, metais de solda com menor resistência em relação ao metal base podem ser empregados desde que a área da seção transversal da garganta seja dimensionada para suportar a solicitação (MACHADO, 2013; AWS D1.1, 2015).

Higgins e Preece (1968) demonstraram através de experimentos que uma solicitação de trabalho de 0,3 vezes a resistência à tração do metal de adição (designada pelo fabricante), aplicada a seção da garganta de uma solda de filete, apresentou um fator de segurança variando de 2,2 para forças de cisalhamento paralelas ao eixo, e de 4,6 para forças normais ao eixo, sob carga de serviço (AWS D1.1, 2015).

A Figura 8 mostra algumas dimensões e regiões importantes de solda de filete com penetração parcial (PJP).

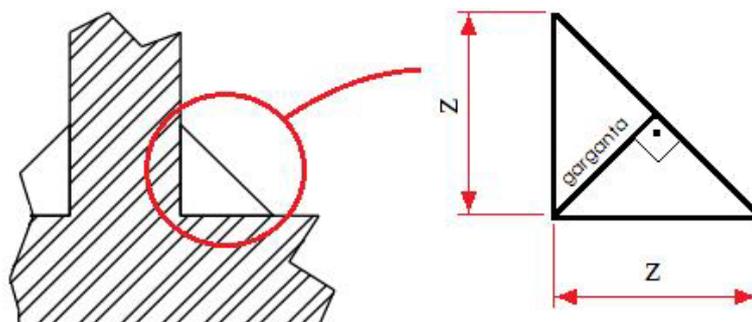
Figura 8 – Dimensões e regiões de solda de filete com penetração parcial.



Fonte: Autor.

A garganta de solda (a) é definida como sendo a distância mínima da raiz da solda à sua face teórica, formando um triângulo retângulo isósceles inscrito na seção transversal do cordão de solda. Na Figura 9 encontra-se a representação da garganta em uma junta em T unida por cordões de filete (AWS D1.1, 2015; MACHADO, 2011).

Figura 9 – Representação da garganta de um cordão de solda de filete em junta T.



Fonte: Autor.

Encontra-se o valor da garganta (a) em função do tamanho da perna (z) através de relações trigonométricas para o triângulo retângulo isósceles, resultando na Equação (14).

$$a = 0,707 \cdot z \quad (14)$$

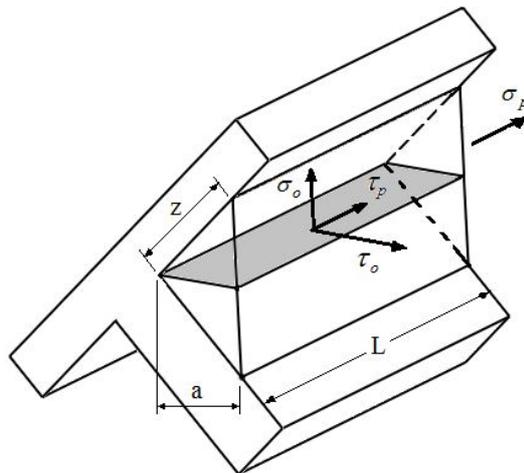
O “*American Institute of Steel Construction*” (AISC, 2016), considera que a área do plano da garganta de uma solda (A_s) de filete deve ser o comprimento efetivo (L) multiplicado pela garganta efetiva (a), dada pela Equação (15). Em algumas situações, um aumento na garganta efetiva é permitido se a penetração além da raiz da solda esquemática for consistente e demonstrada por testes usando o processo de produção e variáveis do procedimento de soldagem (AWS D1.1, 2015; MACHADO, 2011).

$$A_s = \left(z / \sqrt{2} \right) \cdot L \quad (15)$$

A área do plano da garganta de uma solda é considerada a seção resistente de um cordão de solda. Presume-se que as tensões atuantes ao longo da altura da garganta são uniformemente distribuídas, e que as tensões normais a este plano (tensões que agem perpendicularmente à superfície) no plano normal ao eixo longitudinal do cordão de solda são desprezíveis, sendo a tensão de cisalhamento considerada para o dimensionamento (AWS D1.1, 2015).

Na Figura 10 estão representadas as tensões atuantes sobre o plano da garganta de uma solda de filete.

Figura 10 – Representação das tensões atuando no plano determinado pela garganta em junta soldada de filete.



Fonte: Adaptado de Machado (2011).

Onde:

σ_p = Tensão normal, paralela ao eixo da solda;

σ_o = Tensão normal, ortogonal a seção da garganta da solda;

τ_p = Tensão de cisalhamento no plano da garganta, paralela ao eixo da solda;

τ_o = Tensão de cisalhamento no plano da garganta, ortogonal ao eixo da solda;

Existem vários fatores que devem ser considerados na análise de uma conexão soldada e dimensionamento de cordões de solda. Um dos principais é a carga ou tensão aplicada à junta soldada. O tipo de carga, a sua direção e a posição da junta também são fatores importantes a serem considerados.

Outro fator a ser levado em conta é o material que está sendo soldado. Diferentes materiais possuem distintas propriedades mecânicas, como resistência à tração, ductilidade e tenacidade, o que pode afetar o dimensionamento dos cordões de solda. É importante considerar as características do metal base e do metal de adição utilizado na solda, bem como a compatibilidade entre eles (MACHADO, 2011).

A geometria da junta soldada também é um fator crítico no dimensionamento dos cordões de solda. A forma da junta, a largura, o comprimento e a espessura do cordão de solda devem ser cuidadosamente calculados com base no projeto e nas especificações do

trabalho. A penetração adequada do cordão de solda na junta é importante para garantir uma união completa e resistente.

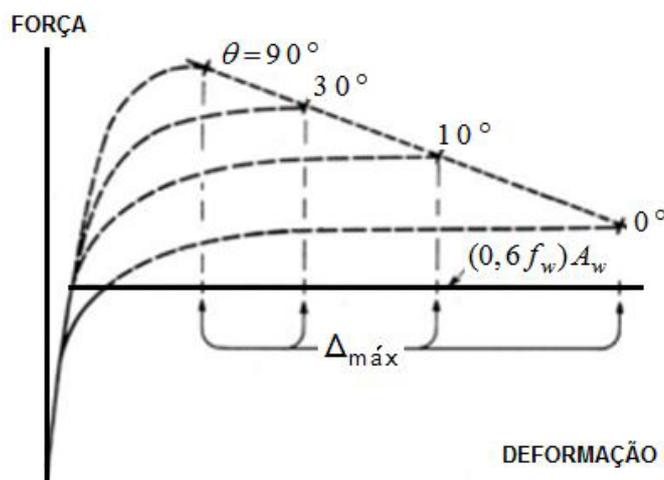
É importante observar que o tamanho ideal do cordão de solda pode variar dependendo da aplicação e requisitos específicos de soldagem. O dimensionamento do cordão de solda deve estar de acordo com os códigos, padrões e melhores práticas de soldagem aplicáveis.

O conhecimento da rigidez das ligações é fundamental para a escolha do sistema estrutural mais adequado, para tanto, é necessário que a ligação se comporte conforme hipóteses feitas para os nós que fazem intersecção com as barras. Nos locais onde foram previstas ligações rígidas, deverão ser previstos detalhes que efetivamente impeçam a rotação das ligações, assim como o inverso, onde houver ligação flexível, a ligação deve permitir a rotação relativa entre as partes (MANUAL DE CONSTRUÇÃO EM AÇO, 2011).

O comportamento da distribuição das tensões nos cordões de solda, embora aparentemente pareça simples, é de fato, extremamente complexa, pois além dos arranjos de distribuições internos varia diretamente com o ângulo de aplicação das forças. Cordões de solda longitudinais ($\theta=0^\circ$), apresentam menor resistência a carregamentos quase estáticos e maior ductilidade do que os carregamentos transversais ($\theta=90^\circ$), e vice e versa.

Porém, é comum o uso pelos engenheiros projetistas a distribuição com comportamento uniforme, indiferente da direção do carregamento, pelo fato de adotar-se o limite inferior de deformação. Na Figura 11, pode-se observar o comportamento da força em função da deformação em cordões de solda submetidos a vários ângulos diferentes de carregamentos.

Figura 11 – Comportamento da força em função da resistência.



Fonte: MANUAL DA CONSTRUÇÃO EM AÇO (2011).

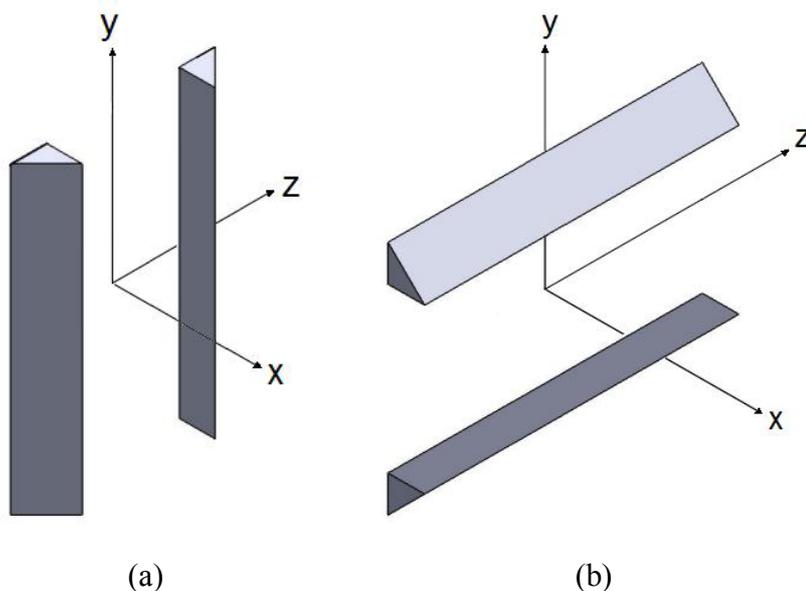
Para o grupo de soldas que sofre cisalhamento no plano da garganta provocado por um carregamento que não atua pelo centro de gravidade do grupo, o carregamento é considerado excêntrico e ocasionará uma rotação relativa e translação entre as partes conectadas pela solda.

Denota-se um ponto em torno do qual a rotação tende a ocorrer chamado de centro instantâneo de rotação, sua localização depende da excentricidade da carga e da geometria do grupo de soldas.

Na Figura 12 é mostrada a orientação do sistema local de coordenadas para dois grupos de soldas usadas nesta pesquisa. A origem do sistema de coordenadas está no centróide do grupo de soldas, com o eixo (x) perpendicular ao plano das soldas.

A orientação do sistema define as cargas atuantes sobre as soldas. Agindo perpendicularmente sobre o plano da junta soldada, tem-se a força axial (P_x), e no plano das soldas atuam as forças de cisalhamento (P_y) e (P_z). Também podem ocorrer momentos sobre os eixos (x) e (z), denominados como (M_x) e (M_z).

Figura 12 – Sistema de coordenadas locais para dois grupos de soldas.

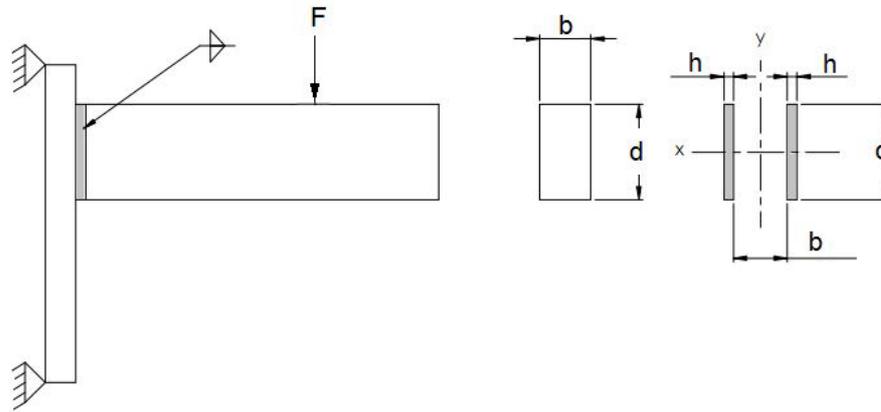


Fonte: Autor.

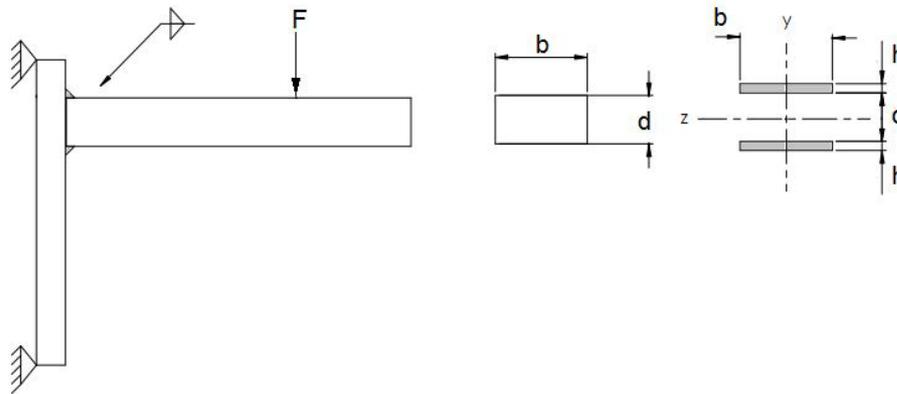
Analisando-se os grupos de soldas nos conjuntos soldados na Figura 13, onde ambos são submetidos a aplicação de carregamento excêntrico fora do plano, localizado na extremidade do membro em balanço na Figura 13 (a), tem-se cordões de solda paralelos (PW) e na Figura 13 (b) cordões de soldas transversais (TW) a direção de carregamento. Para ambos os casos, os cordões de soldas estão sujeitos a força de cisalhamento e momentos fletores.

Tratando-se os conjuntos soldados como uma viga em balanço, um diagrama de corpo livre da viga mostraria uma reação de força cortante (V) e uma reação do momento (M). A Figura 13 (a) e (b) mostra em detalhes as soldas de filete, onde (h) aqui representa a perna do cordão (z).

Figura 13 – Tensões ocasionadas por flexão em uma viga engastada e padrões de soldas.



(a) Cordões de solda paralelos (PW) a direção de carregamento.



(b) Cordões de solda transversais (TW) a direção de carregamento.

Fonte: Autor.

A força de cisalhamento produz uma tensão de cisalhamento primária vertical (τ'), dada por

$$\tau' = \frac{V}{A} \quad (16)$$

onde (A) é a área total da seção resistente dos cordões de solda.

Em decorrência do momento (M), ocorre uma tensão de cisalhamento horizontal no filete de solda. Tratando-se os dois filetes de solda como linhas, encontra-se um segundo momento unitário de área para cada caso. Utiliza-se a Equação (17) para cordões de solda (PW), e a Equação (18) para cordões de solda (TW).

$$I_u = \frac{d^3}{6} \quad (17)$$

$$I_u = \frac{bd^2}{2} \quad (18)$$

Encontra-se o segundo momento de área (I), baseado na área da garganta de solda para cada caso por:

$$I = 0,7070hI_u \quad (19)$$

Substituindo-se os termos para cada caso, tem-se a tensão nominal de cisalhamento horizontal calculada:

$$\tau'' = \frac{Mc}{I} \quad (20)$$

Realizando-se a análise vetorial, a tensão de cisalhamento no plano da seção da garganta de solda é dada através de:

$$\tau = \left(\tau'^2 + \tau''^2 \right)^{1/2} \quad (21)$$

Com o objetivo de comparar os resultados desta pesquisa com resultados apresentados por Dal Mollin (2020) e por limitações na energia de impacto fornecida pelo martelo de impacto, selecionou-se para os cordões de solda o tamanho de perna (z) de 7 mm e comprimento (b) de 120 mm. Determinou-se através de cálculos de predominância de tensões, mostrado no próximo item deste trabalho, como distância entre o ponto de aplicação da carga e o plano das soldas (L), o valor de 310 mm. O valor de (d) é correspondente a espessura do membro em balanço sendo de 63,5 mm, a tensão de escoamento dos metais de soldas são apresentadas na Tabela 7.

Na Tabela 1 e na Tabela 2 são apresentados os resultados para a questão de dimensionamento dos cordões de solda.

Tabela 1 – Dimensionamento da resistência dos cordões de solda (PW).

Cordões de Solda Paralelos (PW) a Direção de Carregamento			
Equações	Valores	Consumíveis	
		AWS ER70S-6	AWS ER120S-G
Eq. 15	1187,76 mm ²		
Eq. 16	F/1187,76 mm ²		
Eq. 17	288000 mm ³		
Eq. 19	1425312 mm ⁴		
Eq. 21		29,7 kN	60,13 kN

Tabela 2 - Dimensionamento da resistência dos cordões de solda (TW).

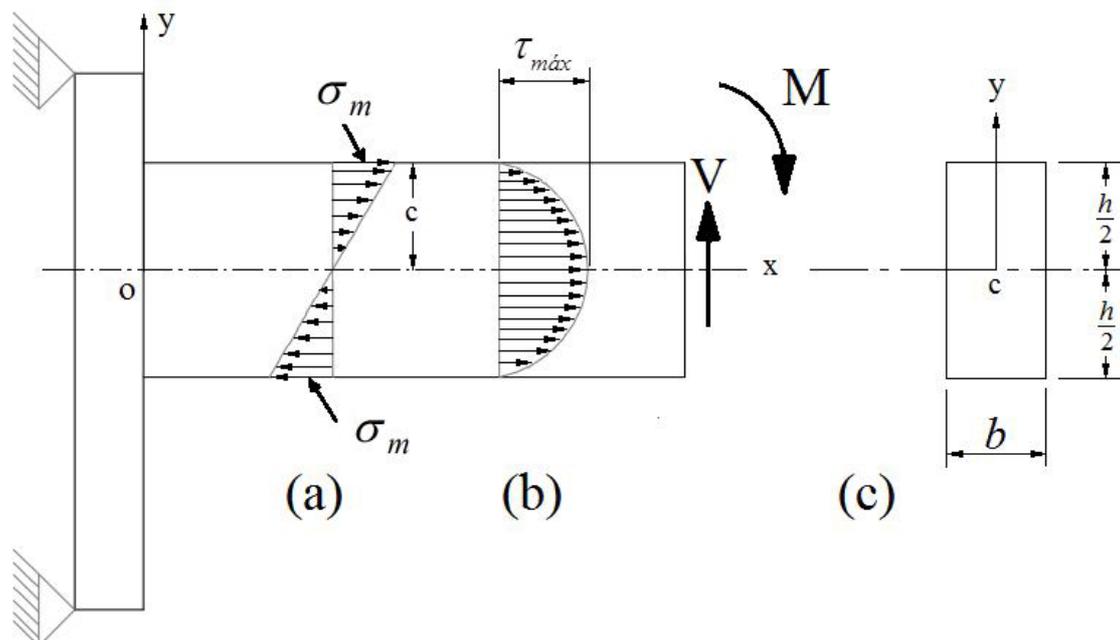
Cordões de Solda Transversais (TW) a Direção de Carregamento			
Equações	Valores	Consumíveis	
		AWS ER70S-6	AWS ER120S-G
Eq. 15	1187,76 mm ²		
Eq. 16	F/1187,76 mm ²		
Eq. 18	241935 mm ³		
Eq. 19	1197336 mm ⁴		
Eq. 21		45,5 kN	92 kN

Utilizando-se a Equação (21) para ambos os casos e a tensão de escoamento dos metais de solda utilizados, encontra-se os valores analíticos da resistência dos cordões de solda mostrados na Tabela 20 e Tabela 21.

2.8 Determinação dos Esforços Dominantes em uma Viga em Balanço

Aplicando-se conceitos de mecânica dos materiais, como condições de equilíbrio nas forças exercidas sobre membros, relações existentes entre tensões e deformações do material e em condições impostas pelos apoios e carregamentos em cada membro, realiza-se a análise de tensões em conexões ou membros estruturais. Para o caso em questão, como mostra a Figura 14, as tensões podem ser originadas por flexão, por cisalhamento ou uma combinação entre estes dois tipos de esforços.

Figura 14 – Distribuição de tensões em uma viga de seção retangular: (a) tensões normais, (b) tensão cisalhante.



Fonte: Autor.

Para uma viga em balanço engastada em uma de suas extremidades e livre na outra, que recebe a aplicação de uma carga em sua extremidade livre, tem-se (BEER E JOHNSTON, 1995):

$$V_A = Q_a \quad (22)$$

$$M_{máx} = P \cdot L \quad (23)$$

Onde (τ_A) é o valor da tensão admissível em cisalhamento (Q_a) a carga admissível, ($M_{máx}$) momento fletor resultante da aplicação da carga e (L) a distância do ponto de aplicação da carga. Observa-se que o valor do esforço cortante é proporcional a carga aplicada, mas o momento fletor é proporcional a esta carga multiplicada pelo comprimento da viga.

Para a tensão normal (σ_a) admissível em flexão, onde ($c = h/2$) Figura 14 (c), o valor máximo na fibra mais externa da viga, dado por

$$\sigma_a = 6Q_a \cdot L / b \cdot h^2 \quad (24)$$

Realizando-se a análise para o cisalhamento tem-se

$$Q_a = \frac{2 \cdot b \cdot h \cdot \tau_A}{3} \quad (25)$$

Igualando-se as cargas (Q_a) e anotando (L)= (L_0)

$$L_0 = \left(\frac{h}{4} \right) \left(\frac{\sigma_a}{\tau_a} \right) \quad (26)$$

A notação realizada na Equação (26) de (L)= (L_0) indica o comprimento onde ocorre a mudança das tensões dominantes. Para qualquer comprimento abaixo deste valor, as tensões dominantes são ocasionadas pelo cisalhamento e para valores acima deste valor, as tensões dominantes são originadas pelo momento fletor.

Os aços estruturais, quando submetidos a carregamentos de tração ou compressão apresentam comportamento conhecido como elástico perfeitamente plástico (elastoplástico).

Por questões de segurança e de economia, faz-se necessário determinar a resistência de membros estruturais além do limite elástico. A teoria elementar de flexão elástica pode ser utilizada para a análise de flexão inelástica com a introdução de uma relação de tensão-deformação não linear para o material.

Desta forma, para materiais dúcteis e aços estruturais que apresentam o comportamento elastoplástico, ou seja, que não rompem de maneira frágil, o módulo de ruptura é dado pela tensão calculada na fibra externa do material, quando submetido ao momento fletor (POPOV, 1990).

Denomina-se este momento fletor máximo na fibra mais externa do material de momento plástico, que é dado por

$$M_P = \sigma_y \cdot Z \quad (27)$$

Onde (σ_y) é o valor mínimo da tensão de escoamento do material e (Z), denominado de módulo da seção plástica.

A relação entre o momento plástico (M_p) e o momento de escoamento (M_y) é em função da forma da seção transversal da viga. Chama-se de fator de forma (f), onde, para vigas de seção transversal retangular seu valor é de 1,5. Isso significa que o momento plástico para uma viga de seção transversal retangular é 50% maior que o momento de escoamento. Na Tabela 3 apresenta-se os valores calculados para as quatro configurações dos conjuntos soldados.

Tabela 3 – Momento plástico dos conjuntos soldados na posição transversal e paralela a direção de carregamento.

Configuração	Material	
	ASTM A36	ASTM A572G50
Transversal (TW)	30,2 kN*m	41,7 kN*m
Paralelos (PW)	50,1 kN*m	78,9 kN*m

Tem-se que durante ($M_y < M_p$) a viga apresenta comportamento elástico, obedecendo a lei de Hooke. Quando ($M_y = M_p$), ocorre o início do escoamento e a viga começa a se deformar plasticamente.

Para o cálculo da (σ_a) (tensão normal admissível em flexão), considerou-se a magnitude do momento (M_p) de menor valor dentre as quatro configurações apresentadas na Tabela 3.

Utilizando-se a Equação (27), encontra-se o valor para a tensão admissível em flexão de $\sigma_a = 37,5 MPa$.

Calculou-se a tensão admissível em cisalhamento (τ_a) com a Equação (25), onde, como valor da carga (Q_a) utilizou-se o valor máximo apresentado na pesquisa de Dal Mollin (2020), sendo o valor encontrado de $\tau_a = 18,7 MPa$.

Substituindo-se os valores encontrados na Equação (26), obteve-se o valor de (L_0) de 318,3 mm.

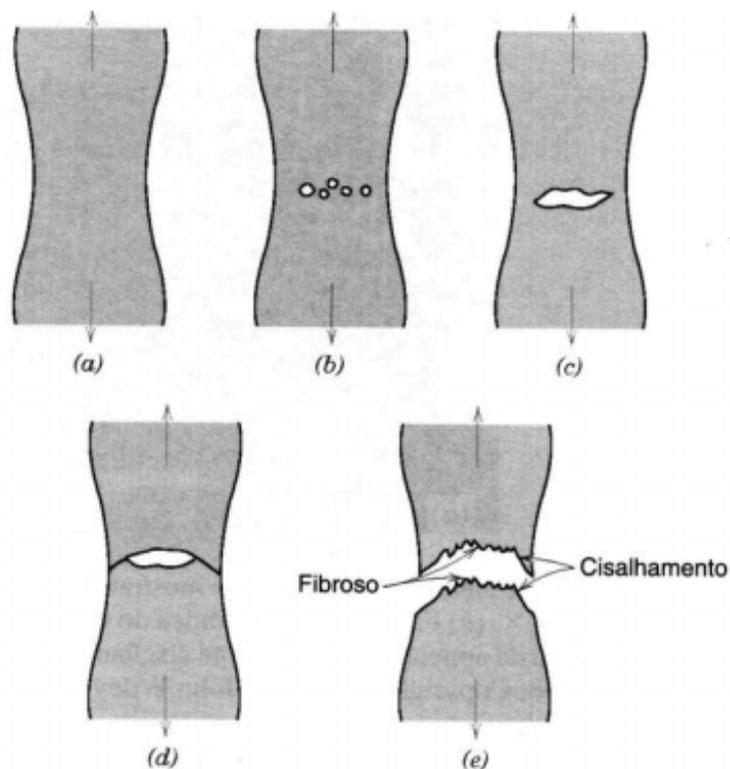
2.9 Fundamentos da Fratura

Fratura é a quebra, ou fragmentação, de um corpo sólido em duas ou mais partes sob a ação de uma tensão. O processo de fratura pode ser considerado composto por dois componentes, iniciação e propagação de trincas. As fraturas podem ser classificadas em duas categorias gerais: fratura dúctil e fratura frágil (DIETER, 1988; CALLISTER, 2012).

Uma fratura dúctil é caracterizada por deformação plástica apreciável antes e durante a propagação da fissura. Uma quantidade considerável de deformação bruta está geralmente presente nas superfícies de fratura. O coalescimento de microcavidades pode ser observado no material acompanhando os vários estágios em um ensaio de tração tem-se que após a máxima carga (região limite com deformação uniforme), haverá o início de deformação localizada com a formação de estrição em uma região qualquer da área útil do corpo de prova. Uma vez que o material apresenta boa ductilidade inicialmente haverá um descolamento das inclusões (ou partículas de segunda fase) com respeito à matriz metálica (BHADURI, 2018).

Este descolamento dará, então, lugar a cavidades envolvendo as inclusões. O crescimento e união destas microcavidades (coalescimento de microcavidades) é que acarretará a ruptura do corpo. Na Figura 15 é apresentada a estrição de um corpo de prova seguido pela nucleação de cavidades na seção central do mesmo. A fratura é toda ela controlada por deformação (DIETER, 1988; BHADURI, 2018).

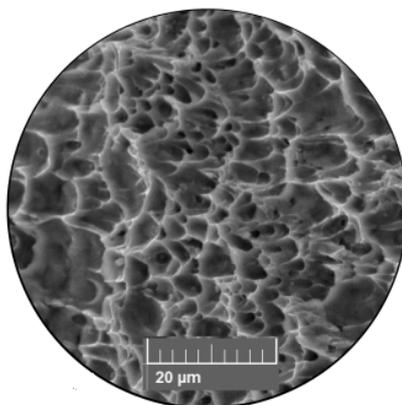
Figura 15 - Estágios na fratura taça e cone. (a) Empescoçoamento inicial. (b) pequena formação de cavidades. (c) Coalescência de cavidades para formar uma trinca. (d) Propagação de trinca. (e) Fratura final por cisalhamento em um ângulo de 45° em relação à direção de tração.



Fonte: CALLISTER, (2012).

A Figura 16 apresenta o aspecto de uma fratura por coalescimento de microcavidades.

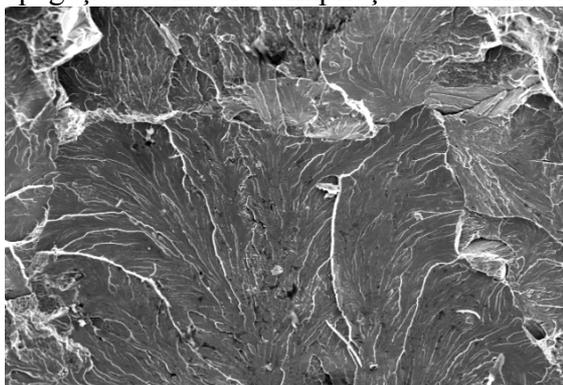
Figura 16 - Fractografia com microscópio eletrônico de varredura (MEV) mostrando microcavidades esféricas de uma fratura dúctil que resulta de cargas de tração uniaxiais. Aumento 2000 X.



Fonte: Autor.

A fratura frágil nos metais é caracterizada por uma taxa rápida de propagação de trincas. A direção do movimento da trinca é muito próxima de ser perpendicular à direção da tensão aplicada, o que produz uma superfície de fratura relativamente plana. Pode ser classificada como transgranular (clivagem) ou intergranular. Compreende-se por fratura transgranular ou clivagem a separação de planos cristalinos, com pouca deformação, com aspecto característico, conforme pode ser visto na Figura 17. Este aspecto frágil de fratura é incentivado pelo aumento do teor de carbono, pela presença de entalhes, pelo aumento da taxa de carregamento, pelo aumento do tamanho de grão e pela diminuição da temperatura de trabalho. O aspecto é de "conchas", com facetas lisas de fratura (CALLISTER, 2012).

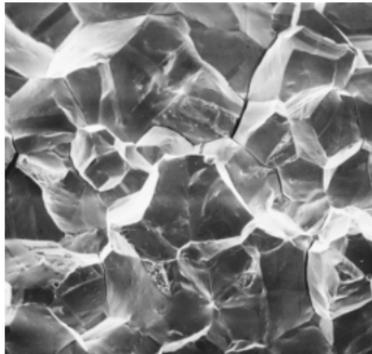
Figura 17 - Fractografia com microscópio eletrônico de varredura (MEV) mostrando aspectos das facetas de clivagem com "rios" característicos que indicam o sentido local de propagação da fratura. Ampliação desconhecida.



Fonte: CALLISTER, (2012).

Para algumas ligas metálicas, a propagação das trincas ocorre ao longo dos contornos de grão Figura 18. Este mecanismo, totalmente frágil, é incentivado por grãos grosseiros, fragilidade de revenido, fragilidade da martensita revenida, filme de cementita em contornos de grão e ação de meios agressivos (ação de hidrogênio). Micromecanismos de fratura intergranular indicam um problema de material ou meio de trabalho (CALLISTER, 2012).

Figura 18 – Fractografia com microscópio eletrônico de varredura (MEV) mostrando uma superfície de fratura intergranular. Ampliação de 50X.



Fonte: ASM HANDBOOK, (1978).

O conceito de mecânica da fratura é desenvolver abordagens que possam ser utilizadas para analisar, prever e estudar as fraturas em materiais, assumindo que exista uma falha pré-existente no material.

Desde a década de 40, renomados pesquisadores como Pellini e Adams, trataram do tema soldabilidade com muita ênfase, junto com este tema, a fratura surge como uma questão importante por reconhecerem que a resistência e a confiabilidade das soldagens estão ligadas a características de resistência das soldadas, da zona afetada pelo calor e do metal base (PELLINI, 1971).

Estas fraturas podem exibir um comportamento frágil, dúctil ou intermediário. Materiais que apresentam comportamento frágil exibem comportamento elástico linear, ou seja, na extremidade da trinca existe uma região pequena que ocorre plasticidade quando aplicado um carregamento. A tenacidade destes materiais pode ser calculada usando um fator de intensidade de tensão, (K).

Segundo Lippold (2015), existem três fatores importantes que controlam a suscetibilidade de uma estrutura a apresentar fraturas frágeis, são eles:

i) Tenacidade do material: Essa propriedade define a capacidade de um material suportar uma carga ou deformar-se plasticamente na presença de uma fissura, entalhe ou descontinuidade;

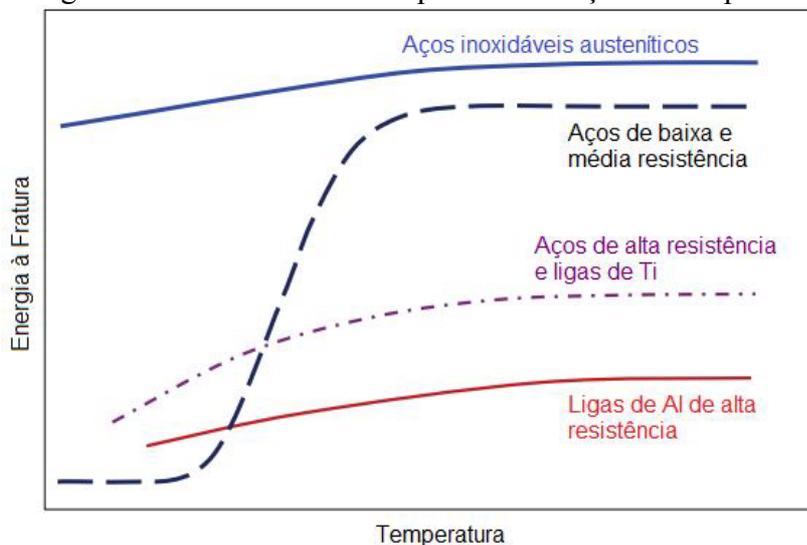
ii) Tamanho da fissura: Todas as fraturas devem iniciar a partir de uma fissura ou descontinuidade de tamanho finito. Essas descontinuidades podem variar de pequenos defeitos, cortes na solda ou trincas na cratera, até grandes defeitos, como linhas centrais ou trincas de solidificação. O tamanho crítico da fissura para causar a fratura frágil está ligada a resistência do material.

iii) Nível de tensão: Tensões de tração são necessárias para que ocorra uma fratura frágil. Estas tensões podem ser decorrentes do processo de fabricação, impostas em serviço, ou em geral uma combinação de ambas.

Estes fatores são influenciados de alguma maneira pela temperatura, taxa de carregamento e fator de concentração de tensão.

Na Figura 19, observa-se a rápida diminuição da tenacidade em uma variedade de materiais estruturais em função da temperatura.

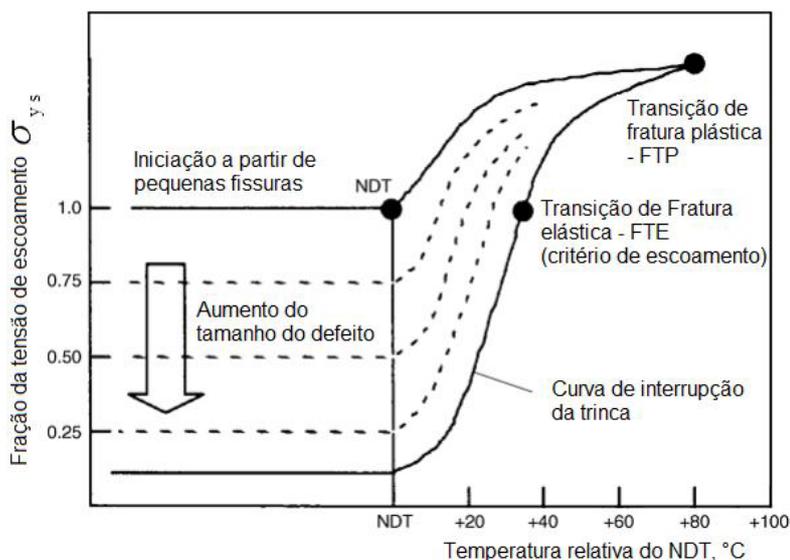
Figura 19 – Resistência ao impacto em função da temperatura.



Fonte: LIPPOLD, (2015).

Pellini (1971) usou esse conceito para propor a primeira ferramenta prática de projeto que vincula a resistência à fratura necessária à temperatura e tensão do projeto. A abordagem foi apresentada na forma de um diagrama de análise de fraturas, como podemos ver na Figura 20, que tem uma forma constante, em que a posição da curva ao longo do eixo da temperatura é indexada à "temperatura de ausência de ductilidade" (NDT), obtida do teste de queda de peso. Essa abordagem tem sido amplamente utilizada no controle de fraturas de muitos tipos de estruturas e, até onde se sabe, não houve fraturas frágeis em aços que atendam aos critérios de (NDT).

Figura 20 – Resistência ao impacto em função da temperatura.



Fonte: PELLINI, (1971).

O termo temperatura de transição de ductilidade (NDT) foi aplicado à temperatura de ruptura plana. Em outras palavras, com a temperatura descendente, um ponto crítico de transição é alcançado, de tal forma que a iniciação da fratura elástica (ductilidade nula) é possível na presença de uma pequena falha carregada dinamicamente.

2.9.1 Fatores Responsáveis pelo Comportamento Frágil

Através de dados coletados por Reed-Hill (1973), verificou-se que três fatores importantes restringem o fluxo de escoamento e geralmente promovem fratura por clivagem em alguns materiais, que normalmente apresentam comportamento dúctil quando submetidos ao teste de tração uniaxial, realizado com amostra não entalhada, taxa de deformação baixa e ainda, a temperatura de trabalho ou elevada, tais fatores são:

- (1) temperatura baixa;
- (2) uma alta taxa de deformação ou taxa rápida de carregamento, fornecida pelo teste de impacto;
- (3) um campo de alta tensão triaxial de tração, produzido na presença de um entalhe ou um defeito em uma amostra de grande espessura que levará ao desenvolvimento de um estado absoluto de tensão de deformação plana.

A presença dos três fatores não é necessária para a ocorrência de fraturas frágeis, grande parte das falhas frágeis ocorrem em serviço devido à fatores como baixa

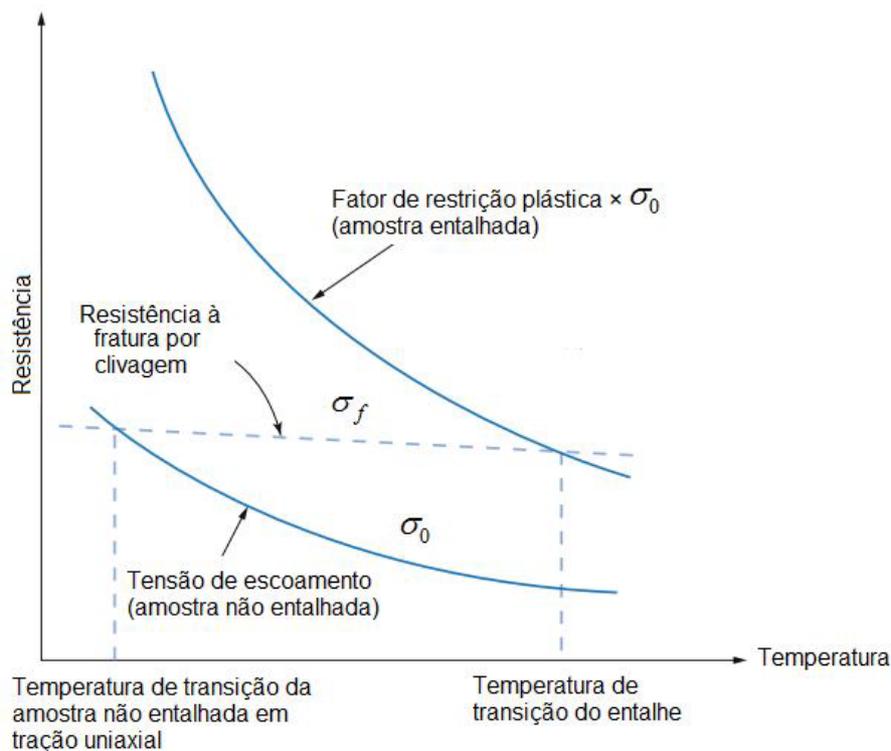
temperatura e dentro de um alto campo de tensão de tração triaxial. No entanto, o teste de impacto é realizado para fornecer uma taxa rápida de carregamento, pois intensifica a suscetibilidade de alguns materiais à fratura frágil (BHADURI, 2018).

A fratura ocorre quando o encruamento, a baixa temperatura, a alta taxa de deformação ou a triaxialidade, suprimem a capacidade do material de se deformar plasticamente, elevando a tensão de escoamento de um material dúctil a um nível pelo menos igual à tensão de fratura. Por outro lado, a resistência à fratura geralmente permanece relativamente não afetada ou aumenta apenas uma pequena quantidade com temperatura decrescente com aumento da taxa de deformação ou triaxialidade ou deformação (BHADURI, A., 2018).

Na Figura 21, sobre a curva superior, a expressão "Fator de restrição plástica" multiplicado por $\times(\sigma_0)$ da (amostra entalhada), refere-se ao cálculo da tensão em uma amostra entalhada usando o fator de restrição plástica (também conhecido como fator de concentração de tensões) multiplicado pela tensão nominal (σ_0) aplicada à amostra sem entalhe. Como mencionado anteriormente, o fator de restrição plástica (K_t) é um fator adimensional que leva em conta o efeito de concentração de tensões causado pela presença de um entalhe ou trinca em um material.

A Figura 21 mostra que, com a diminuição da temperatura, (σ_0) aumenta consideravelmente para uma amostra não entalhada e é elevado a um nível mais alto com uma taxa rápida de aumento para uma amostra entalhada, enquanto (σ_f) aumenta levemente, representado por linhas tracejadas.

Figura 21 - Ilustração esquemática da temperatura de transição em uma amostra entalhada e não entalhada.



Fonte: BHADURI, (2018)

Uma amostra não entalhada se deforma plasticamente quando submetida a uma tensão uniaxial antes que a fratura ocorra, porque $\sigma_0 < \sigma_f$ em todas as temperaturas acima da temperatura de ocorrência da fratura. A temperatura na qual $\sigma_0 = \sigma_f$, é a temperatura de transição da amostra não entalhada sujeita à tensão uniaxial. Como a tensão de fratura é menor que a tensão de escoamento abaixo dessa temperatura de transição, o material sofre fratura antes que possa se deformar plasticamente (BHADURI, A., 2018).

A existência de uma temperatura de transição foi demonstrada (ELDIN E COLLINS 1951; PARKER 1957) por testes de baixa temperatura em amostras não entalhadas submetidas à carga estática.

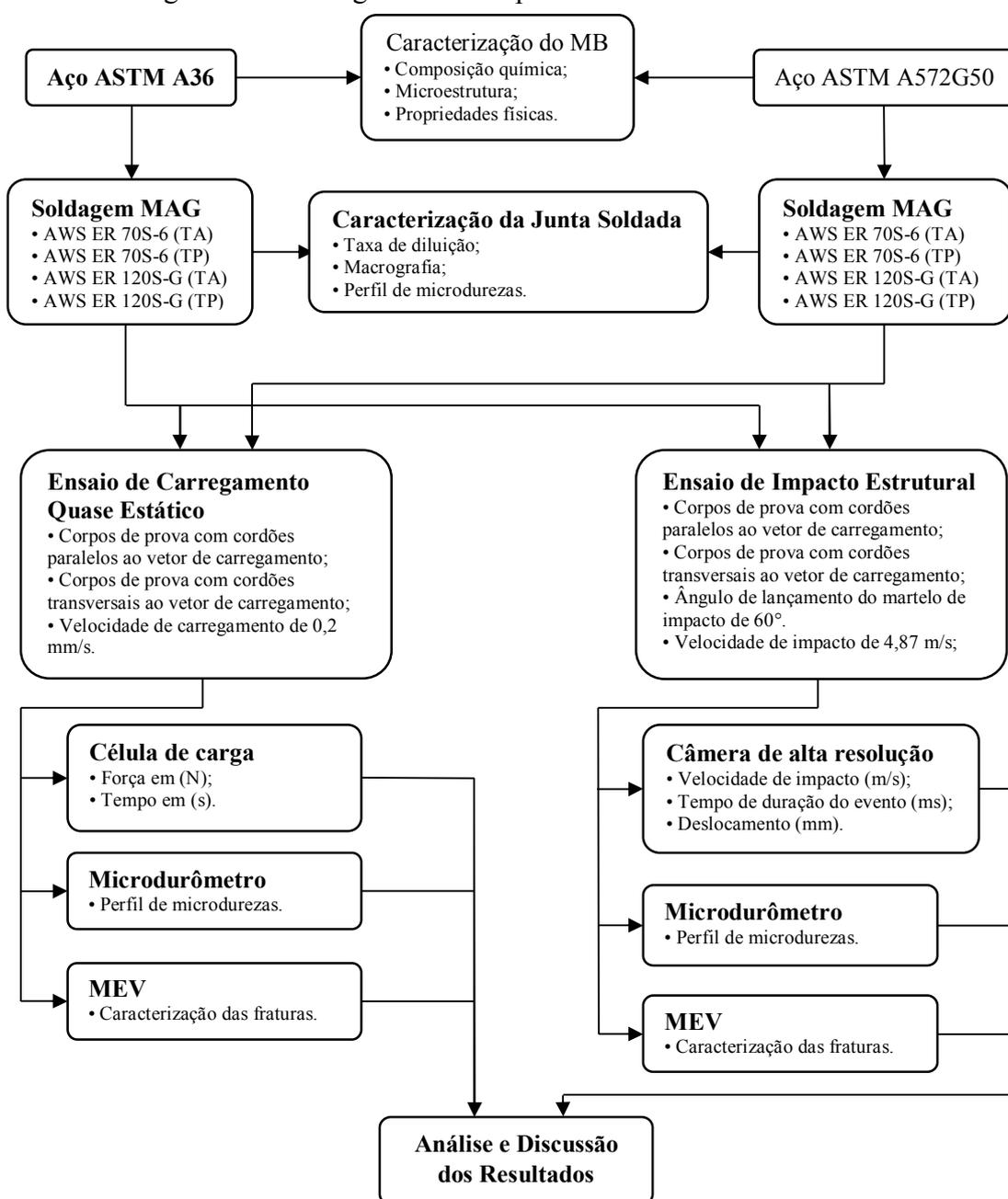
Com a introdução de um entalhe na amostra, ocorre um aumento da tensão de escoamento por um fator de cerca de 2,5 vezes, devido à restrição plástica, o que resulta em um grande aumento na temperatura de transição, como mostrado na Figura 21. Essa temperatura de transição da amostra entalhada é denominada temperatura de transição do entalhe, abaixo da qual a fratura frágil ocorre a todas as temperaturas por causa de $\sigma_f < \sigma_0$ e acima da qual o fluxo plástico ocorre devido a um valor mais baixo da tensão de escoamento do que a resistência à fratura (BHADURI, A., 2018).

A temperatura de transição do entalhe será a temperatura na qual $\sigma_f = \text{fator de restrição plástica} \times \sigma_0$. O aumento na taxa de deformação aumenta a tensão de escoamento da mesma maneira que a amostra entalhada e, portanto, produz um grande aumento na temperatura de transição.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo serão apresentadas as propriedades dos metais base e de adição, os equipamentos, procedimentos de soldagem adotados, a caracterização macroestrutural da junta soldada, onde, os mesmos foram submetidos ao carregamento quase estático e de impacto estrutural, a caracterização dos espécimes analisados e os procedimentos utilizados na realização dos ensaios mecânicos. Na Figura 22, o fluxograma mostra as etapas seguidas neste trabalho.

Figura 22 – Fluxograma das etapas envolvidas neste trabalho.



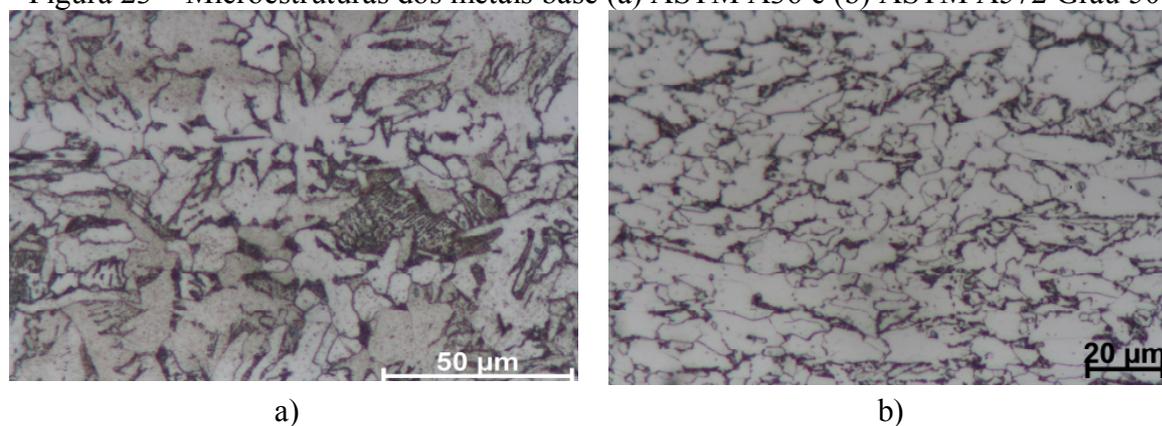
3.1 Caracterização dos Metais Base e de Adição

Para a confecção dos corpos de prova a fim de realizar os ensaios experimentais, selecionou-se como metais base os aços ASTM A36 e o ASTM A572 grau 50. Por tratar-se de categorias de aços estruturais largamente utilizadas na confecção de perfis estruturais usados na construção civil. O aço ASTM A36 é um aço estrutural que possui baixa liga, baixo carbono e de média resistência mecânica, sendo amplamente utilizado na confecção de perfis estruturais. O desenvolvimento do aço ASTM A572 grau 50, pela empresa GERDAU S.A, foi com o objetivo de atender os requisitos da indústria de petróleo e gás. Ele se enquadra na categoria de ARBL por receber a adição de até 0,10% de nióbio como elemento que promove o refino de grão na microestrutura durante o processo de laminação controlada.

Para a realização da análise da microestrutura foi empregada microscopia ótica, as amostras foram atacadas com Nital 3%.

Na Figura 23 (a) e (b) apresentam-se as microestruturas dos materiais, observadas através de microscópio ótico Zeiss Axio Lab. A. 1. O Aço ASTM A 36, este apresentou uma dureza média de 136,53 HV avaliadas em um microdurômetro Insize, aplicando uma carga de 500g durante 10 s. Em se tratando do Aço ASTM A572 Grau 50, ele apresentou uma dureza média de 184,05 HV. Os referidos valores de dureza foram adquiridos transversalmente à direção de realização da solda, que foi realizada na direção longitudinal em relação à de laminação dos aços.

Figura 23 – Microestruturas dos metais base (a) ASTM A36 e (b) ASTM A572 Grau 50.



Fonte: Autor.

Tem-se na Figura 23 (a), a micrografia do aço ASTM A36, e nela pode-se observar que o mesmo possui uma matriz de ferrita com presença discreta de perlita.

Para o aço ASTM A572 grau 50, laminado a quente, observa-se na Figura 23 (b), que sua micrografia da microestrutura apresenta uma matriz de ferrita com a presença de perlita orientada no sentido de laminação.

Suas composições químicas foram obtidas utilizando-se um espectrômetro de emissão ótica Bruker, que se encontra no Laboratório de Fundição - LAFUN, da UFRGS e estão apresentados na Tabela 4. Pode-se perceber que suas composições químicas estão de acordo com as normas ASTM A-36 / A-36M (2014) e A572/A572M – (2018).

Tabela 4 - Composição química em dos aços ASTM A-36 e ASTM A-572G50.

Metal Base	Elementos Químicos (% em massa)					
	C (máx.)	Mn	P (máx.)	S	Si	Cu (máx.)
ASTM A-36	0,172	0,68	0,012	< 0,01	0,018	< 0,005
ASTM A-572 Gr. 50	0,09	0,991	0,013	< 0,01	0,016	0,0076

(a) Carbono equivalente para o aço ASTM A36 é de 0,35 (% em massa).

(b) Carbono equivalente para o aço ASTM A572G50 é de 0,42 (% em massa).

As propriedades mecânicas do MB apresentadas na Tabela 5 foram medidas em amostras confeccionadas conforme recomendações da NBR ISO 6892 (2002) e os ensaios foram realizados pelo fornecedor do MB.

Tabela 5 - Propriedades mecânicas dos aços estruturais.

Metal Base	Tensão de Escoamento	Limite de Resistência	Alongamento
	(MPa)	à Tração (MPa)	
ASTM A-36	250	400 - 550	20
ASTM A-572 Gr. 50	345	450	21

Fonte: Dados fornecidos por certificados do fabricante.

Os cordões de solda depositados foram executados com os arames maciços AWS ER70S-6 e AWS ER120S-G, ambos com diâmetro 1,2 mm e empregados individualmente. O primeiro consumível é definido como “*matching*” por apresentar resistência mecânica similar ao metal base, já o segundo é considerado “*overmatching*” por apresentar resistência mecânica maior que o metal base (MILLER, 1994; AISC, 2006; MACHADO, 2012).

A análise química dos elementos relevantes encontrados nos metais de solda é mostrada na Tabela 6, enquanto as propriedades mecânicas nominais dos metais de solda AWS ER70S-6 e AWS ER120S-G, 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.

Eletrodo	Elementos Químicos (% em massa)							
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo
AWS ER120S-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, 2021.

Tabela 7 - Propriedades mecânicas dos metais de solda dos consumíveis.

Consumível	Limite de Resistência (MPa)	Tensão de Escoamento (MPa)	Alongamento (%)	Energia Absorvida no Impacto Charpy – V na temperatura
AWS ER120S-G	900	810	18	55 J @ -40°C
AWS ER70S-6	480	400	22	27 J @ -30°C

Fonte ESAB, 2021.

A seleção de destas duas classes de consumíveis ocorre em função de um dos objetivos desta pesquisa, que é de investigar a resistência mecânica de juntas de filete submetidas ao carregamento quase estático e dinâmico.

3.2 Ensaio Preliminares de Impacto Dinâmico

3.2.1 Ensaio de Impacto em Corpos de Prova com Entalhe

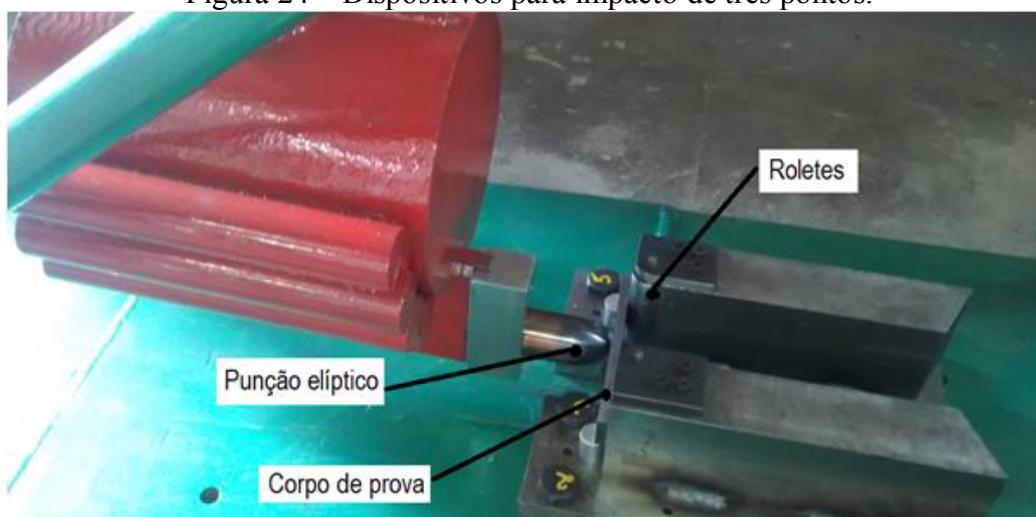
Realizaram-se soldagens para a determinação de um conjunto de parâmetros capazes de produzir um cordão de solda isento de defeitos. Por esta razão, produziu-se cordões de solda na condição sobre chapa, ou assim chamado do inglês “*bead-on-plate*”, empregando-se como metal base chapas de aço ASTM A36, ASTM A572 Grau 50 e de DOMEX 700 MCTM, ambos com 9,525 mm (3/8”) de espessura. Confeccionou-se cordões de solda com os arames maciços AWS ER70S-6 e AWS ER120S-G, ambos com diâmetro 1,2 mm e

empregados individualmente. Encontra-se na Tabela 7 as propriedades mecânicas dos metais de adição utilizados, segundo indicação da ESAB (2016).

Como parâmetros de soldagem adotou-se com base em trabalhos anteriores, onde adotou-se para tensão média 28 (V), corrente de 317,8 (A), velocidade de soldagem de 7 mm/s sendo a energia de soldagem de 1,27 kJ/mm.

Para a realização dos experimentos, fez-se necessário a construção de um conjunto para impacto formado por dois roletes de apoio e um punção, de formato elíptico conforme a Figura 24.

Figura 24 – Dispositivos para impacto de três pontos.



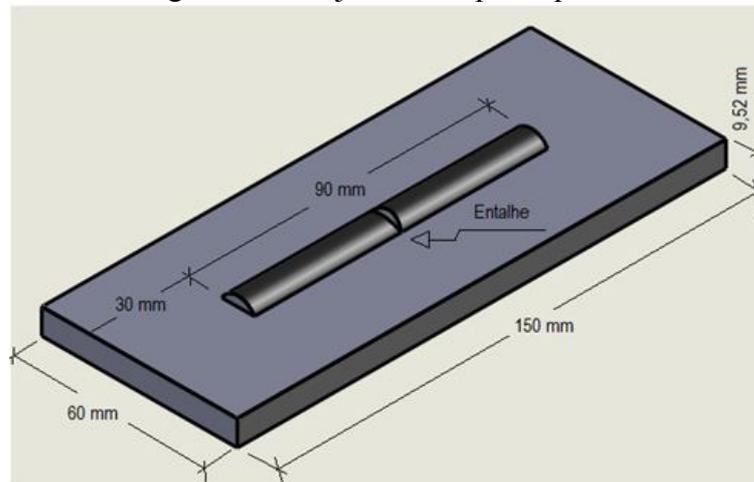
Fonte: Autor.

Na Figura 24, observa-se a montagem do dispositivo, que consiste em duas bases que possuem roletes verticais em uma de suas extremidades e a sua orientação em relação ao punção de impacto. Submete-se os corpos de prova soldados ao carregamento por impacto, o punção elíptico no exato momento do impacto encontra-se perpendicular à superfície do corpo de prova e o atinge com uma velocidade proporcional à altura de queda. A massa do martelo é fixa como valor de $m = 252 \text{ kg}$, seu ângulo assim como a sua altura de lançamento é variável, permitindo que a energia cinética máxima disponível para a realização do impacto possa chegar ao valor de $E_C = 8,79 \text{ kJ}$, no ângulo de lançamento de 120° .

Para a realização dos ensaios experimentais de impacto confeccionou-se corpos de prova com chapas de aço ASTM A36, ASTM A572 Grau 50, de $150 \times 60 \times 9,52 \text{ mm}$

(comprimento x largura x espessura). Na Figura 25, observa-se o desenho do corpo de prova e seu detalhamento é apresentado nos anexos desta pesquisa.

Figura 25 - Projeto do corpo de prova.



Fonte: Autor.

Na Figura 26 tem-se o corpo de prova com o entalhe confeccionado no centro do comprimento do cordão de solda.

Figura 26 - Configuração do corpo de prova.



Fonte: Autor.

Detalha-se na Figura 27, o posicionamento do corpo de prova sobre os roletes, e a posição do punção no exato momento do impacto.

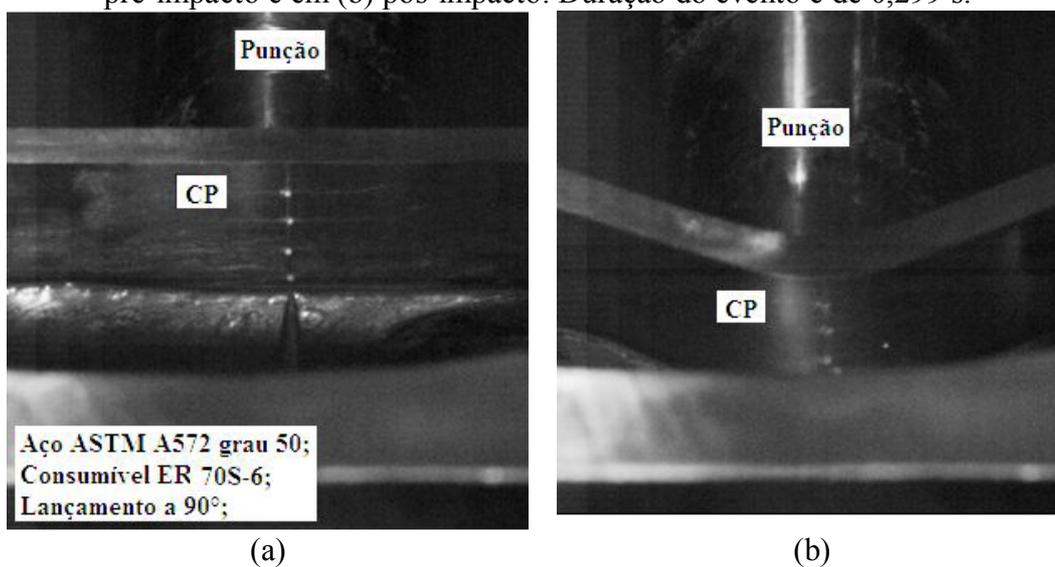
Figura 27 – Localização do cordão de solda com entalhe, em relação ao punção de impacto.



Fonte: Autor.

Na Figura 28 observa-se detalhes do experimento realizado, onde mostra-se o punção de impacto em movimento de aproximação com o corpo de prova na face oposta que possui o filete de solda com entalhe. Nestes experimentos não houve fratura total do corpo de prova pelo fato de existir um batente limitando o deslocamento do corpo de prova.

Figura 28 – Imagens do videograma mostrando o experimento realizado. Em (a) imagem pré-impacto e em (b) pós-impacto. Duração do evento é de 0,299 s.



Fonte: Autor.

3.3 Geometria dos Corpos de Prova

Para contemplar os objetivos desta pesquisa, fabricou-se dois modelos de conjuntos soldados, espécimes denominados “paralelos à direção de carregamento” (indicados por “PW”), que possuem dois cordões de solda posicionados com seu eixo principal na mesma direção de aplicação da carga (“F”). E outra configuração, denominados “transversais à direção de carregamento” (indicados por “TW”), onde o eixo principal dos cordões de solda está posicionado transversalmente a direção de aplicação da carga (“F”).

Faz-se necessário destacar que cálculos e ensaios experimentais realizados de maneira preliminar, mostraram claramente que a deformação do membro em balanço e do seu suporte de fixação é imperceptível a ponto de interferir nos resultados.

Na Figura 29 e Figura 30 apresenta-se em três vistas os dois modelos de conjuntos soldados confeccionados, com suas respectivas dimensões e localização dos cordões de solda com 7 mm de perna.

Figura 29 – Projeto do conjunto soldados com cordões paralelos ao vetor de impacto.

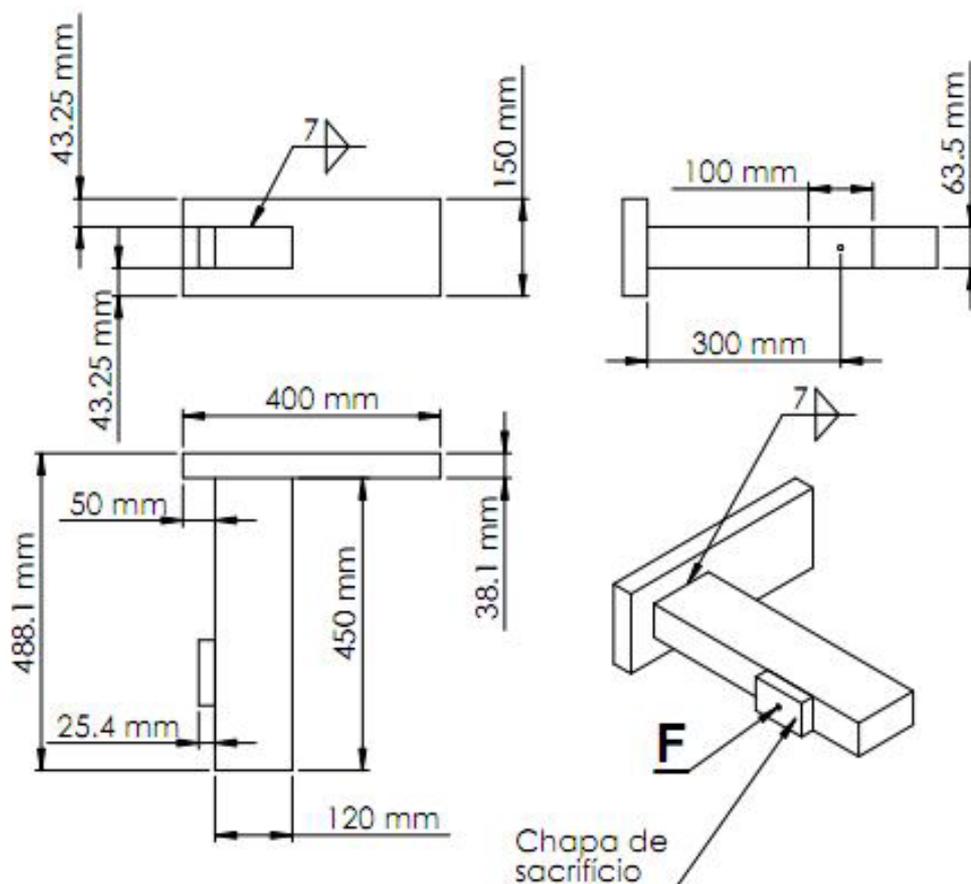
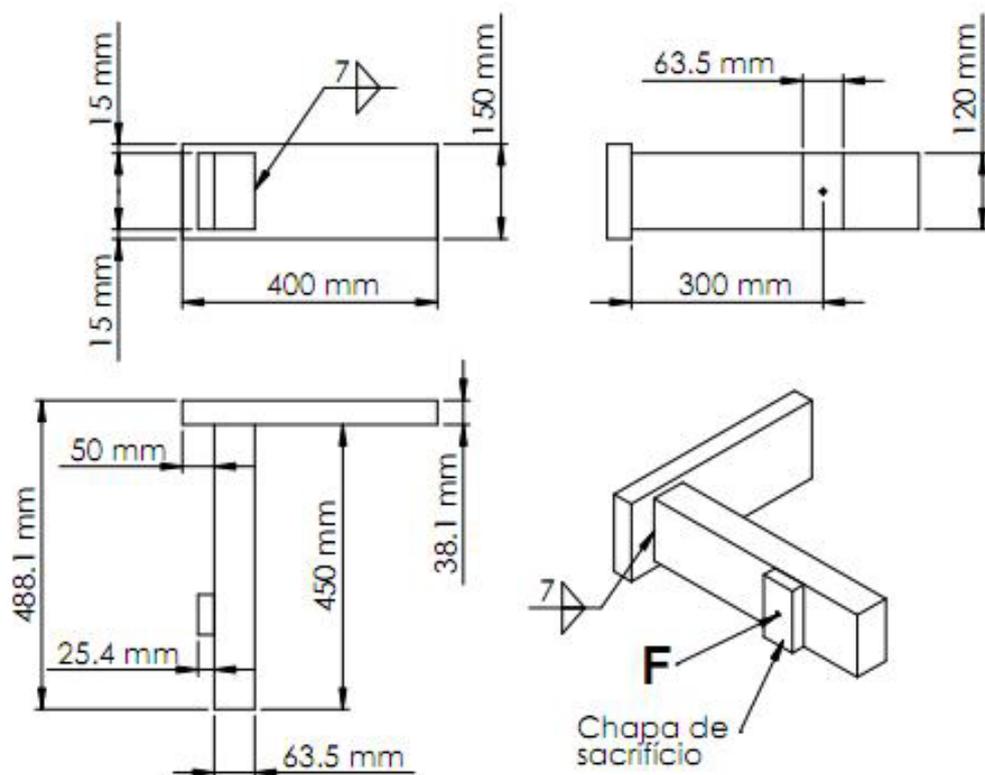


Figura 30 – Projeto do conjunto soldados com cordões transversais ao vetor de impacto.



3.4 Descrição dos Procedimentos de Soldagem

Confeccionou-se os conjuntos soldados a partir da realização de dois cordões de solda, pelo processo de soldagem na posição plana, através do processo MAG robotizado, empregando-se uma tocha com bocal de 16 mm de diâmetro. O gás de proteção utilizado foi à mistura 85% Argônio e 15% CO₂, com vazão de 15 l/min. A soldagem foi realizada no modo convencional com a fonte ajustada para trabalhar no modo de tensão constante, utilizando corrente contínua com eletrodo positivo (CCEP). Todos os cordões foram realizados com ângulos de trabalho e deslocamento de 0° e a distância bico de contato-peça (DBCP) igual a 18 mm. As superfícies das chapas foram previamente lixadas com discos de lixas flap de granulometria 80 utilizando uma esmerilhadeira, com a finalidade de eliminar os óxidos superficiais presentes.

Para a realização dos experimentos utilizou-se um sistema robotizado, composto por um braço robótico MA1400 da Yaskawa Motoman Robotics e pela fonte Trans Puls

Synergic 4000 R da marca Fronius, garantindo a repetibilidade. Foi empregado um sistema de aquisição portátil SAP 4.01 da IMC Soldagem, para coletar informações na área elétrica, como tensão e corrente, durante a execução das soldas (taxa de aquisição de 5000 Hz, dividido em três canais de aquisição) que se encontram no Laboratório de Soldagem & Técnicas Conexas (LS&TC) da UFRGS. Na Figura 31 tem-se o braço robótico.

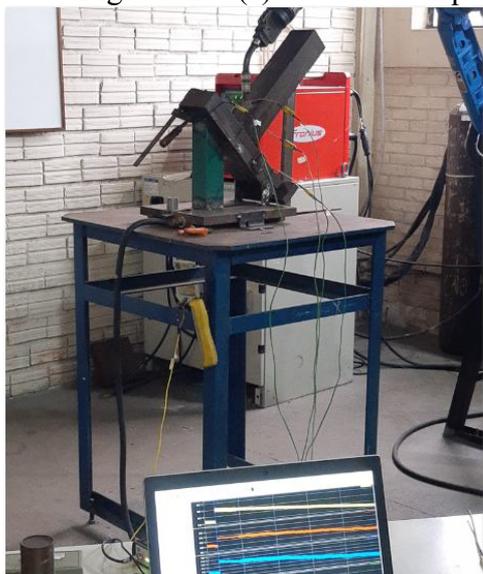
Figura 31 – Braço robótico, fonte e o dispositivo para soldagem.



Fonte: Autor.

Para a garantia do posicionamento e fixação do corpo de solda na posição de soldagem, utilizou-se o dispositivo de fixação mostrado na Figura 32 (a), para controle da temperatura de pré-aquecimento (TP) foram utilizados termopares posicionados conforme a Figura 32 (b).

Figura 32 – (a) Sistema de aquisição de dados, (b) termopares posicionados.



a)

b)

Fonte: Autor.

Posicionou-se os termopares do tipo “K” a 100 mm de distância dos cordões de solda, para o controle da temperatura. Para realização do pré-aquecimento utilizou-se um forno mufla, com tempo de permanência de 3 horas expostos à temperatura de 250°C.

Para a definição dos parâmetros adequados de soldagem, realizou-se pré-testes, de modo a obter uma solda sem defeitos macroscópicos como falta de fusão, falta de penetração, mordeduras, porosidade entre outros. Os parâmetros utilizados na programação dos equipamentos de soldagem para realização dos cordões de solda desta pesquisa foram: tensão do arco (V); corrente elétrica do arco (A); velocidade da soldagem (mm/s); velocidade de alimentação do arame (m/min); e a distância do bico de contato-peça (mm). Os parâmetros de soldagem utilizados sobre todos os conjuntos soldados estão na Tabela 8, bem como a energia de soldagem, determinada de acordo com a Equação (1), considerando-se rendimento térmico igual a 100%. Depositou-se os metais de solda em duas temperaturas, temperatura ambiente (TA) e temperatura de pré-aquecimento de 150 °C, definida como (TP).

Tabela 8 - Parâmetros utilizados para a realização dos cordões de solda.

Eletrodo	Temp. (°C)	Tensão média (V)	Corrente média (A) (+/-3)	Velocidade de soldagem (mm/s)	Energia de soldagem (kJ/mm)	Veloc. de Alimentação do Arame (m/min)
AWS ER70S-6	TA					
AWS ER120S-G	TA					
AWS ER70S-6	150 °C	26,5	240 (+/-3)	7,0	0,90(+0,02 /-0.01)	6,5
AWS ER120S-G	150 °C					

Para a realização da análise metalográfica dos cordões de solda, fabricou-se oito corpos de prova, cada um com uma das condições descritas na Tabela 8. Estas condições de soldagem são idênticas para as duas condições de carregamento (quase estático e dinâmico), e para as duas configurações de juntas soldadas.

Após a soldagem, retiraram-se amostras das regiões centrais dos cordões para a realização de macrografias, visualização das microestruturas e análise de microdureza de cada condição.

Prepararam-se as amostras utilizando-se o procedimento usual de preparo metalográfico, realizando lixamento manual com lixas de granulometria de 80 a 600 “mesch” e polimento utilizando alumina, após o polimento, efetuou-se o ataque químico com Nital 10% durante 5 s.

Para o registro das macrofotografias mostradas na Figura 23, utilizou-se um Microscópio Nova ZTX-T, com uma câmera digita DCM 500. A geometria das juntas (área total MS; à área total do MB fundida; à área total da região de crescimento de grão (RGC) da ZAC; largura máxima do MS; largura máxima da RCG da ZAC; garganta; área do MS sem reforço) foram analisadas e medidas com o software “Image J”.

3.5 Ensaio de Impacto e de Carregamento Quase Estático

Para a análise das tensões geradas nas conexões soldadas por solda de filete, carregadas excentricamente (fora do plano), é necessário que o plano das soldas seja rígido, de modo que não ocorra flexão dos elementos envolvidos neste plano. Destaca-se que para garantir a rigidez dos componentes durante os experimentos, a chapa de 400 mm x 150 mm possui espessura de 38,1 mm, denominada de “chapa base”, que permanece fixa,

imóvel e não sofre nenhuma alteração na sua superfície durante os experimentos. Com mesmo objetivo, o membro que recebe a aplicação do carregamento quase estático e de impacto possui dimensões de 450 mm x 120 mm e espessura de 63,5 mm. O carregamento de impacto é concentrado e aplicado diretamente sobre um “batente”, denominado de “chapa de sacrifício”. As definições destes parâmetros ocorreram levando em consideração testes preliminares.

O motivo de se optar pelas duas classes de aços para a realização dos testes deve-se pela sua ampla utilização na construção de estruturas de médio e grande porte, sendo importante a produção de informações sobre os seus comportamentos quando soldados frente às variáveis propostas nesta pesquisa.

Para a investigação do comportamento das juntas soldadas quando submetidas ao carregamento quase estático “fora do plano”, utilizou-se um pórtico desenvolvido no LS&TC. Trata-se de uma estrutura robusta e nela foi montado um dispositivo rígido para fixação dos corpos de prova. Este dispositivo foi projetado para permitir que os ensaios dos corpos de prova de cordões paralelos e de cordões transversais fossem realizados sem necessidade de alteração de sua posição, minimizando qualquer possibilidade de incoerência nos resultados. Após a fixação do corpo de prova, o membro em balanço recebe a aplicação do carregamento quase estático linearmente por um pistão hidráulico, a uma distância de 300 mm, como mostrado na Figura 33 (a) e (b).

Destaca-se na Figura 33 (a) o posicionamento de uma escala graduada de aço inoxidável sobre o corpo de prova, com a finalidade de monitorar a ocorrência de flexão no membro em balanço. Registrou-se todos os experimentos com recursos de vídeo, onde não se constatou a ocorrência de uma flecha (deslocamento) ao longo do membro em balanço.

Esta importante informação afirma que ocorre mínima dissipação de energia pelo comportamento no regime elástico do membro em balanço e com isso, os carregamentos aplicados são transferidos na totalidade para a área da seção resistente do cordão de solda.

Figura 33 – (a) Experimento de cordões paralelos, (b) experimento de cordões transversais.



Fonte: Autor.

O pistão hidráulico alojado no pórtico, está conectado a uma unidade hidráulica composta por uma bomba hidráulica, um motor e um inversor de frequência. Uma célula de carga modelo Q-10T e um transdutor de deslocamento linear (LVDT), ambos utilizando a configuração de $\frac{1}{2}$ ponte de Wheatstone, coletam as informações e as transmitem para um sistema multicanal digital universal Spider 8 da marca HBM.

Para a realização dos ensaios dinâmicos de carregamento excêntrico por impacto “fora do plano”, foi desenvolvido no LS&TC, um martelo de impacto, capaz de adquirir energia cinética de grandeza suficiente a causar a ruptura na junta soldada, dos corpos de prova, colocados em seu percurso de deslocamento. Também se fez necessário o desenvolvimento de um dispositivo de fixação dos corpos de prova e de um dispositivo para medida de energia residual da massa, após a ruptura do corpo de prova. A descrição detalhada do martelo de impacto mostrado na Figura 34 encontra-se no Anexo B.

Figura 34 – Martelo de impacto estrutural.



Fonte: Autor.

Observa-se na Figura 35 o corpo de prova soldado com cordões de solda transversais ao carregamento excêntrico fora do plano. No ponto de contato entre o “punção” alojado na extremidade da quilha de impacto e o membro em balanço está localizada a chapa de sacrifício.

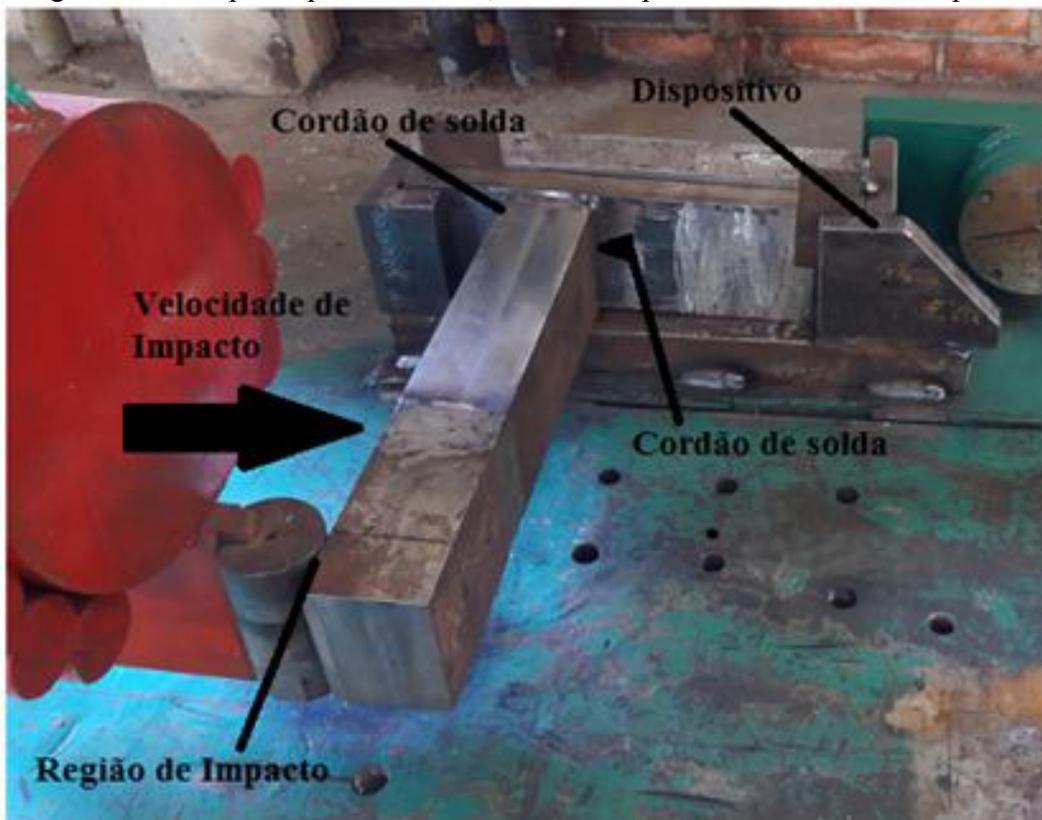
O “punção” é cilíndrico com dimensões de 63,5 mm de \varnothing e 134 mm de altura, fabricado em aço H13, com 64 HRC de dureza superficial. Sendo o impacto realizado sobre a chapa de sacrifício (planar), há uma linha de contato entre o punção e a peça.

O projeto do dispositivo de fixação permite que sejam ensaiados os corpos de prova soldados com cordões paralelos e cordões transversais ao carregamento excêntrico fora do plano.

A distância da posição de impacto em relação ao plano onde se encontram os cordões de solda é de 300 mm e foi mantida idêntica para todos os experimentos. A

posição de impacto ocorre energia cinética é máxima, sendo constante para todos os corpos de prova (DAL MOLIN, 2020).

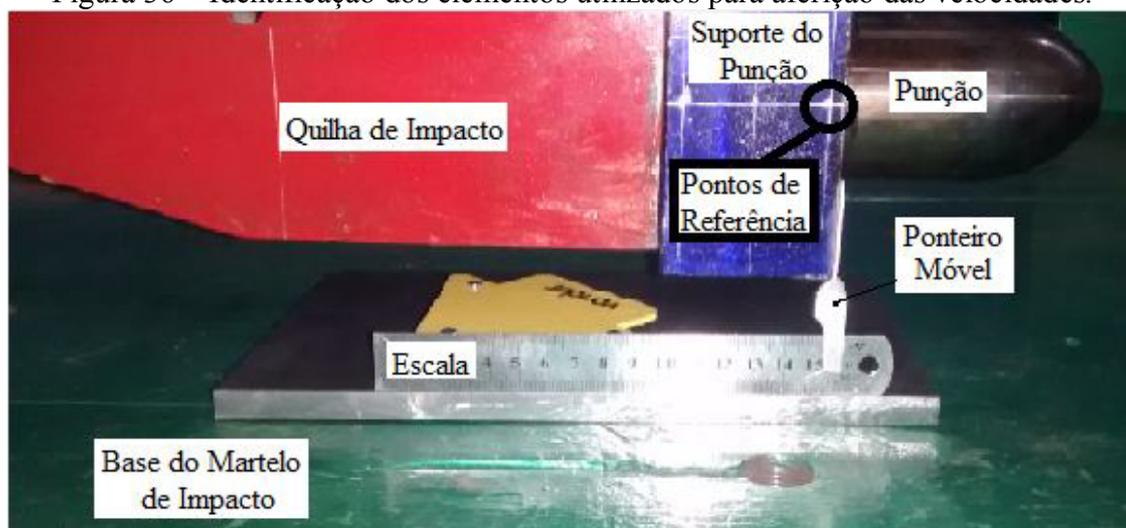
Figura 35 – Corpo de prova soldado, fixo no dispositivo recebendo o impacto.



Fonte: Autor.

A componente horizontal da velocidade do pêndulo em função do seu ângulo de lançamento foi determinada no exato momento e imediatamente após o impacto (Δt), e a variação da posição (Δs) foi acompanhada através do deslocamento de um ponteiro móvel localizado na extremidade da quilha de impacto em relação a uma escala fixa na base do equipamento, como mostra a Figura 36.

Figura 36 – Identificação dos elementos utilizados para aferição das velocidades.



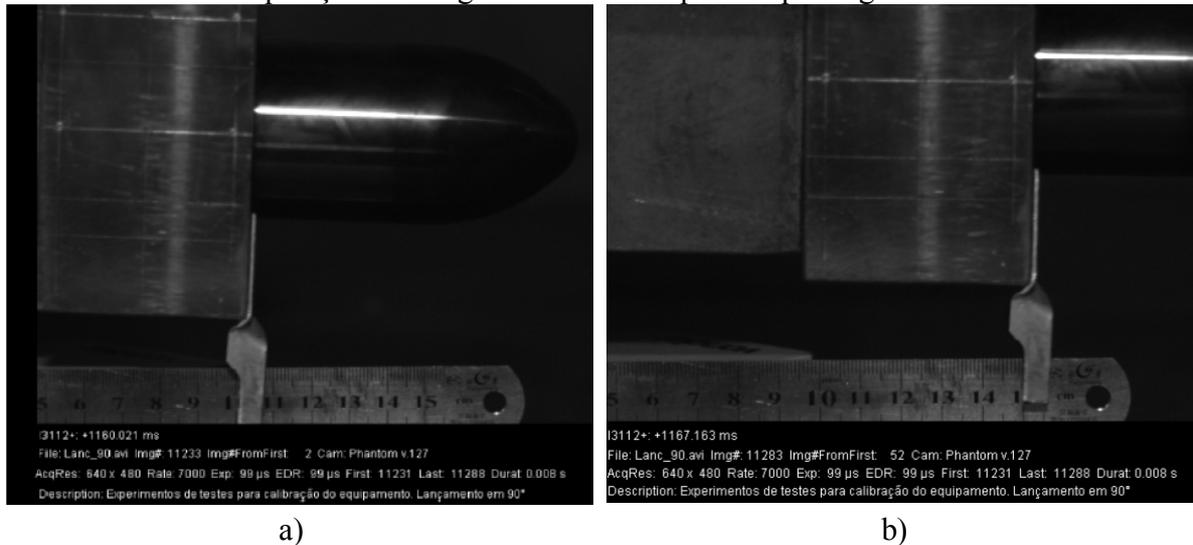
Fonte: Autor.

Para a dedução da velocidade de impacto, foram utilizados dois métodos experimentais, sendo realizadas duas repetições para cada ensaio. No primeiro método experimental foi utilizado um sensor fotoelétrico instalado na base fixa do equipamento que captava a passagem de dois elementos fixos ao martelo, com distâncias pré-definidas para que no exato momento de impacto a velocidade fosse mensurada (DAL MOLIN, 2020).

A coleta de dados no segundo experimento foi realizada com o uso de uma câmera de alta velocidade da fabricante Phantom, modelo V411, com uma lente acoplada NIKKOR 105mm/ f2.8, da Nikon e um filtro UV. A taxa de aquisição das imagens foi de 7000 quadros por segundo e a resolução de 512x512 pixels, sendo processada pelo software de aquisição PCC (*Phantom Camera Control*), (DAL MOLIN, 2020).

Na Figura 37 (a) e (b), tem-se um fotograma da filmagem do experimento de lançamento do martelo de impacto de um ângulo de 90°. Na foto imagem da Figura 37 (a) tem-se o tempo de 1160.021 ms como o exato momento que o ponteiro fixo ao martelo de impacto passa pela marca de 10 cm da escala que está fixa na base do equipamento, em seguida, na Figura 37 (b), o ponteiro cruza o referencial de 15 cm dado pela escala fixa no exato momento de 1167,163 ms. A diferença de tempo e de posição do ponto de referência em relação à escala, fornece uma variação de tempo (Δt) de 7,142 ms e uma variação de posição (Δs) de 50 mm.

Figura 37 – Fotograma do experimento de lançamento do ângulo de 90°. Taxas de aquisição da imagem de de 7000 quadros por segundo.



Fonte: Autor.

Calculou-se a energia cinética E_C (J) no exato momento do impacto utilizando-se a Equação (28).

$$E_C = m.v_1^2/2 \quad (28)$$

Onde (m) é a massa de impacto (do martelo, igual a 252 kg) e (v_1) é a velocidade horizontal do pêndulo (m/s) no momento de impacto.

Através da segunda lei de Newton, enunciada da seguinte maneira: “um ponto material submetido a uma força não nula adquire uma aceleração com módulo proporcional ao módulo da força e na mesma direção e sentido desta”, considerando o valor constante obtido entre os módulos das forças e acelerações do ponto material de massa m , tem-se a Equação (29).

$$F = ma \quad (29)$$

onde F (N) é a Força que age sobre o corpo, (m) é a massa de impacto e (a) é a aceleração do ponto material.

Substituindo-se a (a) aceleração pela derivada (dv/dt) na Equação (28), considerando-se constante a massa (m) e tem-se:

$$F = m \cdot (v_1 - v_2) / \Delta t \quad (30)$$

Na Tabela 9 apresenta-se as velocidades e energias de impacto.

Tabela 9 – Velocidades e energias médias de impacto do martelo para diferentes ângulos de elevação.

	Ângulo de Elevação ($^{\circ}\Theta$)										
	15	30	45	60	70 ^(a)	75	80 ^(a)	85 ^(a)	90	105	110 ^(a)
Velocidade de Impacto (m/s)	1,28	2,49	3,71	4,84	5,53	5,83	6,21	6,49	6,77	7,59	8,17
Energia de Impacto (kJ)	0,21 ^(c)	0,78 ^(c)	1,73 (+/- 0,01)	2,95 (+/- 0,01)	3,85	4,28 (+/- 0,06)	4,86	5,31	5,77 (+/- 0,03)	7,28 (+/- 0,04)	8,41 (+/- 0,12)

Nota: (a) desvio da média não disponível; (b) média de 6 lançamentos do martelo ; (c) desvio da média menor do que 0,01 kJ

Fonte: Dal Mollin e Machado (2020).

Os resultados dos 48 experimentos de impacto se encontram nos Anexos B, C e D.

3.6 Ensaio de Impacto para Encontrar o “Limiar de Fratura” dos Conjuntos Soldados

Dentre os conjuntos soldados por soldas de filete na posição (TW) e (PW) submetidos ao ensaio de carregamento quase estático, foram os conjuntos soldados com soldas na posição (PW) que apresentaram maiores valores de resistência, desta forma, selecionou-se esta configuração e realizou-se experimentos de ensaio de carregamento por impacto buscando-se determinar a energia mínima necessária para o surgimento da fratura.

Realizou-se três experimentos para conjuntos soldados, fabricados de aço ASTM A36 e seis experimentos para conjuntos soldados com o aço ASTM A572G50, ambos soldados com soldas de filete na posição (PW), com eletrodo ER70S-6 em temperatura ambiente. Como parâmetros de soldagem, destaca-se que se utilizou os parâmetros definidos para esta pesquisa.

Como procedimento neste ensaio, adotou-se intervalos para o ângulo de lançamento de 5° sendo que para cada ensaio confeccionava-se novos conjuntos soldados. Com este critério buscou-se determinar a energia necessária para o surgimento da fratura.

Na Tabela 10 encontram-se os resultados para os conjuntos soldados de aço ASTM A36 e na Tabela 11 são apresentados os resultados para o aço ASTM A572G50. Deve-se ressaltar que os metais de solda foram depositados em temperatura ambiente (TA).

Tabela 10 – Energia mínima para o início da fratura.

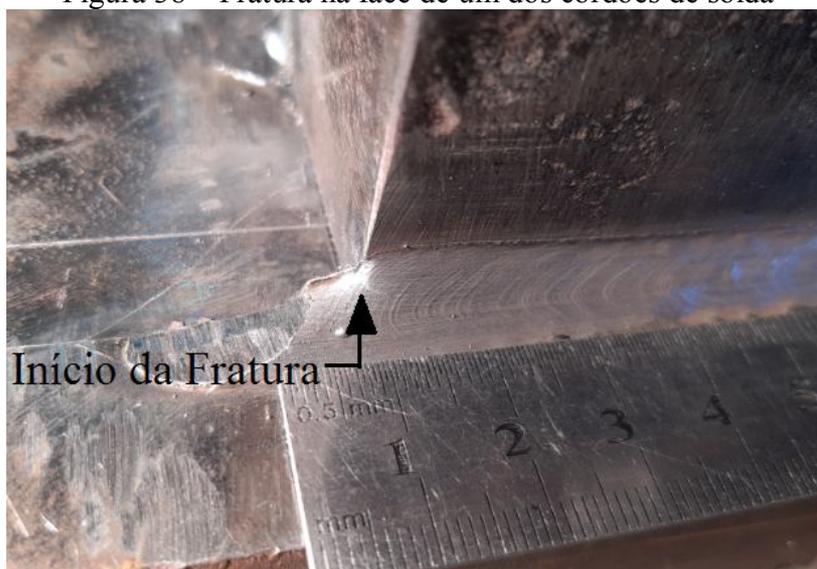
Material ASTM A36 Cordões (PW)					
Exp.	Designação do Conjunto Soldado	Ângulo de Lançamento (°)	Velocidade de Impacto (m/s)	Energia de Impacto (kJ)	Comprimento da Fratura
1°	ER70S-6_TA	45	3,71	1,73	Fratura total
2°	ER70S-6_TA	35	3,19	1,27	Fratura parcial de 35 a 40 mm
3°	ER70S-6_TA	30	2,49	0,78	Fratura parcial em um cordão 3 a 6 mm

Tabela 11 – Energia mínima para o início da fratura.

Material ASTM A572G50 Cordões (PW)					
Exp.	Designação do Conjunto Soldado	Ângulo de Lançamento (°)	Velocidade de Impacto (m/s)	Energia de Impacto (kJ)	Comprimento da Fratura
1°	ER70S-6_TA	40	3,64	1,67	Fratura parcial
2°	ER70S-6_TA	35	3,19	1,28	Fratura de 45 a 50 mm
3°	ER70S-6_TA	30	2,49	0,78	Fratura não aparente
4°	ER70S-6_TA	32,5	2,98	1,12	Fratura parcial
5°	ER70S-6_TA	30	2,49	0,78	Fratura de 23 a 25 mm em um cordão da junta soldada
6°	ER70S-6_TA	27	2,47	0,76	Fratura na raiz da solda.

Na Figura 38 apresenta-se a fratura originada através do terceiro impacto mostrado na Tabela 10.

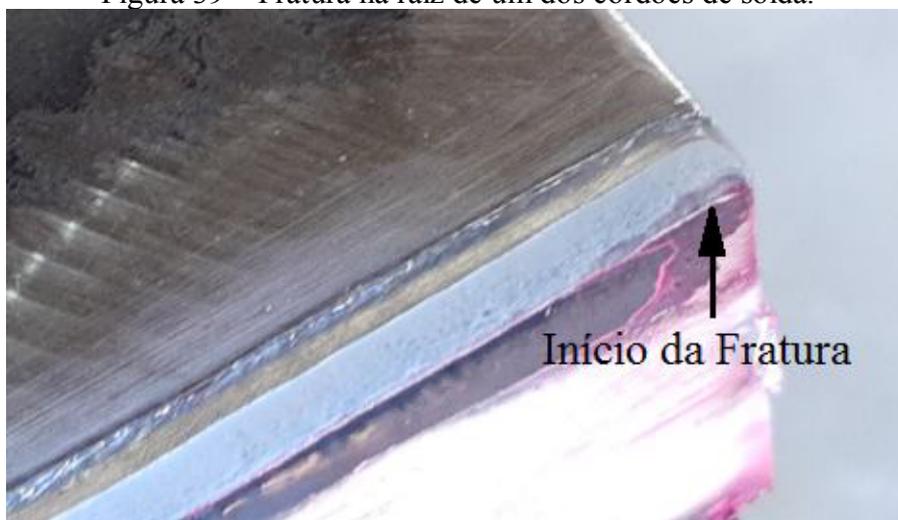
Figura 38 – Fratura na face de um dos cordões de solda



Fonte: Autor.

Na Figura 39 apresenta-se a fratura originada no sexto experimento mostrado na Tabela 11, revelado através de ensaio por líquido penetrante.

Figura 39 – Fratura na raiz de um dos cordões de solda.



Fonte: Autor.

Constata-se através destes ensaios, que a energia mínima necessária para início da fratura para os conjuntos soldados, fabricados de aço ASTM A36 é de 0,78 (kJ) com ângulo de lançamento de 30°, e para os conjuntos soldados fabricados de aço ASTM A572G50, a energia é de 0,76 (kJ), com ângulo de lançamento de 27°.

Mensura-se o valor da energia absorvida pelo cordão de solda através de um diferencial de altura (altura de lançamento e altura atingida após impacto), desta forma, selecionou-se o ângulo de lançamento de 60° para realização dos ensaios de carregamento por impacto estrutural com o objetivo de ocasionar a ruptura total dos cordões de solda nos conjuntos soldados.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo apresentam-se os resultados obtidos com o auxílio e utilização da metodologia descrita no capítulo anterior, assim como se faz a explicação e discussão dos mesmos. Para isso, inicialmente apresenta-se as análises realizadas nas juntas soldadas, microestruturas e durezas. No segundo momento demonstram-se os resultados experimentais obtidos com o ensaio de impacto e por último, realiza-se uma análise da evolução do micro mecanismo de fratura envolvido.

4.1 Microdurezas e geometria da junta soldada

A diluição é um fator determinante, sendo definida como a alteração na composição química do metal de solda ocasionada durante a fusão do metal de solda e a consequente mistura com o metal base. Conhecendo-se a seção transversal de um cordão, a quantidade de metal base e a quantidade do metal de adição, a diluição pode ser estimada em (%) pela relação entre as áreas do metal base fundido, e de todo o metal de solda, ou seja, metal base mais o metal de adição (MACHADO, 1996). Na Tabela 12 são apresentados os valores das áreas de cada conjunto soldado e também o valor (em %) de diluição, obtidas utilizando a Equação (31).

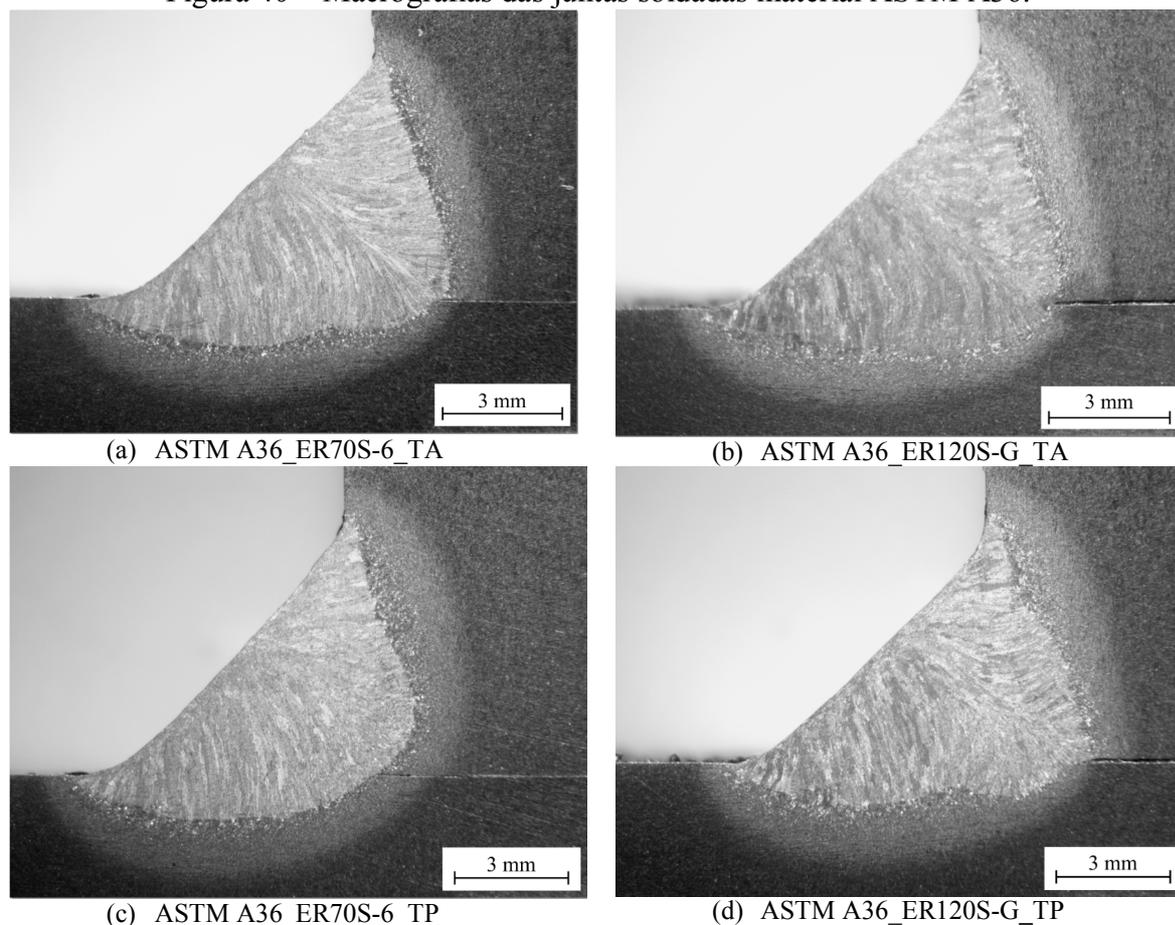
$$Diluição \% = \frac{B}{A+B} \cdot 100(\%) \quad (31)$$

Tabela 12 – Áreas e taxa de diluição de uma junta soldada.

Denominação do conjunto soldado	Área do metal base fundido (mm ²)		Área do metal de solda (mm ²)	Diluição (%)
	Chapa horizontal	Chapa vertical		
A36_ER70S-6_TA	7,493	7,458	32,838	43,0
A36_ER120S-G_TA	7,599	8,836	37,794	48,6
A36_ER70S-6_TP	6,513	7,660	32,985	45,5
A36_ER120S-G_TP	7,257	10,307	34,306	51,2
A572G50_ER70S-6_TA	4,761	8,461	30,414	43,5
A572G50_ER120S-G_TA	5,836	8,644	30,578	47,4
A572G50_ER70S-6_TP	8,349	8,022	33,663	48,6
A572G50_ER120S-G_TP	7,435	8,895	32,071	50,9

Na Figura 40 é possível ver macrografias das amostras soldadas com o material ASTM A36, nominadas de acordo com o material de adição e a temperatura de pré-aquecimento usada para realizar o processo de soldagem do conjunto. É possível verificar o aumento de penetração e da diluição quando realizada a soldagem com pré-aquecimento para o metal de adição AWS ER120S-G.

Figura 40 – Macrografias das juntas soldadas material ASTM A36.

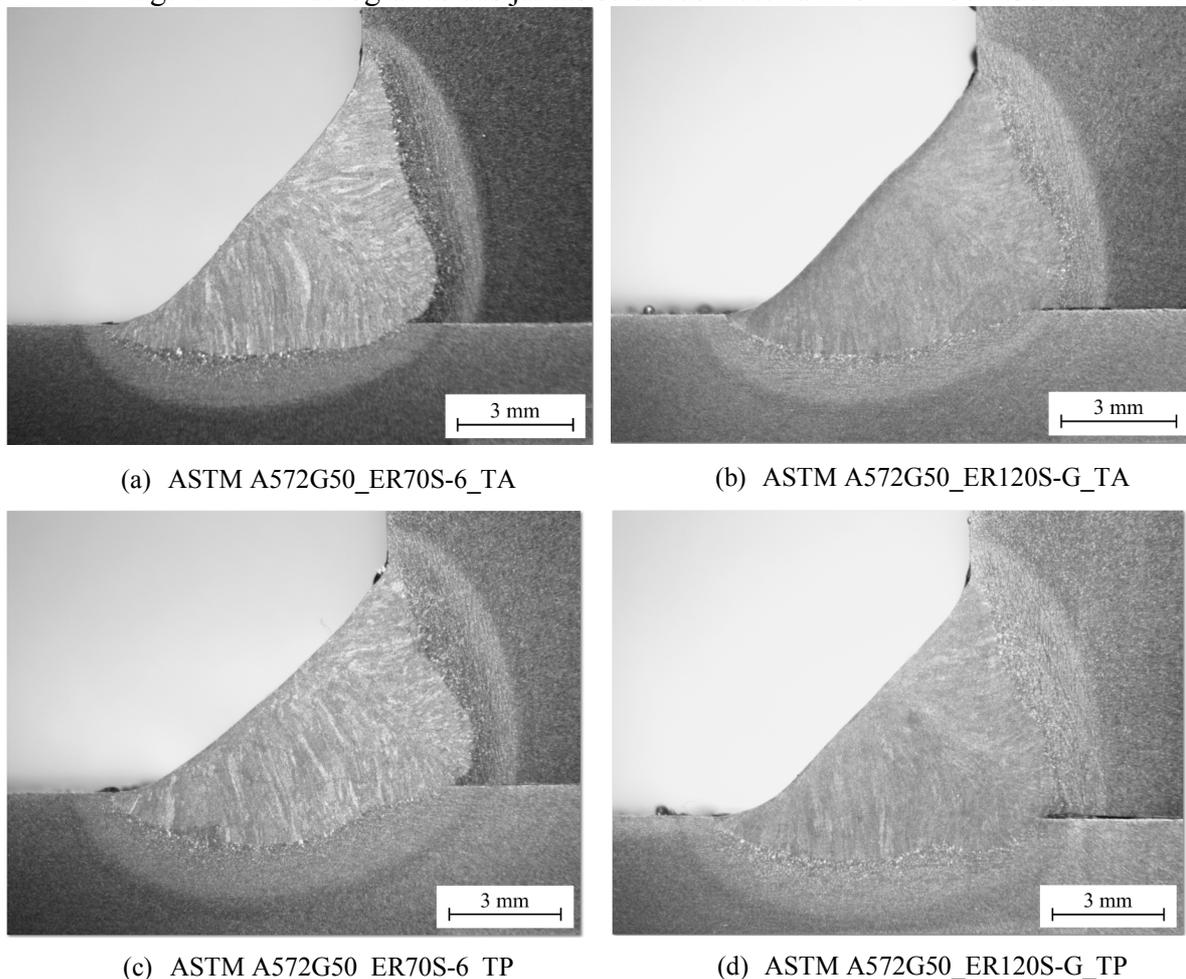


Fonte: Autor.

As macrografias da Figura 41 são das amostras soldadas com o material ASTM A572 G50, nominadas de acordo com o material de adição e a temperatura de pré-aquecimento (TP) utilizada para realizar o processo de soldagem do conjunto.

É possível verificar o aumento de penetração e da diluição quando realizada a soldagem com pré-aquecimento para os dois metais de adição o AWS ER70S-6 e o AWS ER120S-G.

Figura 41 – Macrografias das juntas soldadas material ASTM A572 G50.



Fonte: Autor.

Foram realizados os perfis de microdureza transversais aos cordões de soldas nas juntas soldadas longitudinalmente, para os materiais ASTM A36 e ASTM A572G50, com energias de soldagem idênticas, e diferentes temperaturas de soldagem e metais de adição AWS ER70S-6 e AWS ER120S-G.

Na Tabela 13 e Tabela 14 encontram-se os valores de dureza e na Figura 42 e Figura 43 apresentam-se os perfis de microdureza do MB, da ZAC e do MS, em função da distância da linha central do cordão de solda, sendo a designação dos conjuntos soldados mostrada na Tabela 7.

Observa-se que para a mesma energia de soldagem o MS do consumível AWS ER120S-G, depositado a temperatura ambiente, atingiu maiores valores de dureza em relação ao MS depositado a temperatura de pré-aquecimento de 150°C.

Outro fato evidente é que o MS depositado com o consumível AWS ER70S-6 na

temperatura de pré-aquecimento de 150°C demonstrou o menor patamar de microdureza.

Tabela 13 – Microdurezas: A36_ER70S-6_TA e A36_ER120S-G_TA.

PERFIS DE MICRODUREZA A36_ER70S-6_TA CP1						PERFIS DE MICRODUREZA A36_ER120S-G_TA CP2					
Pontos	1°	2°	3°	Média	Desvio padrão	Pontos	1°	2°	3°	Média	Desvio padrão
1°	152,9	143,3	142,7	146,3	5,7	1°	154	141,5	143,5	146,3	6,7
2°	146,3	150,4	154,5	150,4	4,1	2°	136	137	140	137,7	2,1
3°	166,4	151,8	153	157,0	8,1	3°	154,5	141,7	137,8	144,7	8,7
4°	146,8	156,7	158,8	154,1	6,4	4°	159,2	141,5	146,7	149,1	9,1
5°	177,9	176,8	165,7	173,4	6,7	5°	145,4	141,1	146,1	144,2	2,7
6°	218,6	192,2	176	195,6	21,5	6°	175,6	167,7	166,9	170,1	4,8
7°	224,9	217,6	197,3	213,2	14,3	7°	180,2	166,6	170	172,3	7,1
8°	302,2	288,2	239,1	276,5	33,1	8°	216,2	183,2	188,9	196,1	17,6
9°	356,4	384,4	344,2	361,6	20,6	9°	246,4	260,5	211,5	239,5	25,2
10°	246,7	246,7	259,3	250,9	7,3	10°	372	359,2	338,8	356,7	16,7
11°	282,8	257,6	276,1	272,1	13,1	11°	359,9	357,8	365,4	361,0	3,9
12°	239,8	226,5	253,5	239,9	13,5	12°	346	398,4	373	372,5	26,2
13°	253,3	245,3	257	251,8	6,0	13°	366,5	371,9	409,1	382,5	23,2
14°	258,5	243,4	258,1	253,3	8,6	14°	384	395,8	384	387,9	6,8
15°	250,7	239,5	262,6	250,9	11,6	15°	394,1	393,3	377,3	388,2	9,5
16°	246,5	254,9	261,5	254,3	7,5	16°	372,2	390,5	390,4	384,4	10,5
17°	234,7	244	266,1	248,2	16,1	17°	374,7	393,7	389,8	386,1	10,0
18°	250,7	261,8	260,7	257,7	6,1	18°	354,9	402,6	377,7	378,4	23,9
19°	249,8	256	257,3	254,3	4,0	19°	378,5	404,2	378,7	387,1	14,8
20°	259,5	262,5	259,8	260,6	1,7	20°	361	380,6	376,1	372,6	10,3
21°	262,1	255,5	254,2	257,2	4,2	21°	374,5	360,4	367,5	367,5	7,1
22°	257,1	263,8	256,4	259,1	4,1	22°	371,9	402,2	351,7	375,3	25,4
23°	258,2	257,8	268,2	261,4	5,9	23°	377,3	395,6	374,6	382,5	11,4
24°	249	245,8	258,5	251,1	6,6	24°	303,1	400,1	399,2	367,5	55,7
25°	248,7	256,3	256,6	253,8	4,5	25°	336,3	361,4	387,5	361,7	25,6
26°	317,4	319,1	228,5	288,3	51,8	26°	314,8	320,5	349	328,1	18,3
27°	247,9	241,7	302,9	264,1	33,7	27°	243,6	233,9	238	238,5	4,9
28°	186	182,6	242,5	203,7	33,6	28°	218,7	215,6	194,2	209,5	13,3
29°	195	196,8	196,1	195,9	0,9	29°	201,3	181,5	184,8	189,2	10,6
30°	163,7	167,5	178,5	169,9	7,7	30°	180,7	169	152,3	167,3	14,3
31°	154,6	157,7	165,7	159,333	5,7	31°	161,1	163,8	147,1	157,3	9,0
32°	164,7	147	156,7	156,133	8,9	32°	137,7	143,2	135,4	138,8	4,0
33°	151,9	145,1	166,5	154,5	10,9	33°	142	146,5	138,6	142,4	4,0
34°	150,9	143,3	151,7	148,633	4,6	34°	137,7	137	132,3	135,7	2,9

Tabela 14 – Microdurezas: A36_ER70S-6_TP e A36_ER120S-G_TP.

PERFIS DE MICRODUREZA A36_ER70S-6_TP CP3						PERFIS DE MICRODUREZA A36_ER120S-G_TP CP4					
Pontos	1°	2°	3°	Média	Desvio padrão	Pontos	1°	2°	3°	Média	Desvio padrão
1°	159	137,1	141,4	145,8	11,6	1 ^a	154,4	158,3	150,7	154,5	3,8
2°	156,2	143,4	158,8	152,8	8,2	2 ^a	159,2	152,4	149,9	153,8	4,8
3°	154,9	152,3	144,5	150,6	5,4	3 ^a	169,5	167,7	165,7	167,6	1,9
4°	168,3	167,1	151,9	162,4	9,1	4 ^a	202,9	166,7	174,4	181,3	19,1
5°	192,6	185,5	168,6	182,2	12,3	5 ^a	187,4	217	181,6	195,3	19,0
6°	169,2	213	184,8	189,0	22,2	6 ^a	252,5	275,7	225	251,1	25,4
7°	190,2	243	235,3	222,8	28,5	7 ^a	260,3	348	272,6	293,6	47,5
8°	274,3	258,3	255,6	262,7	10,1	8 ^a	312	317,7	253,5	294,4	35,5
9°	316,4	217,2	199,3	244,3	63,1	9 ^a	330,9	318,6	322,5	324,0	6,3
10°	229	225,1	227,2	227,1	2,0	10 ^a	329,6	357,2	323,6	336,8	17,9
11°	229,4	227,9	226,4	227,9	1,5	11 ^a	319,6	316,8	319,7	318,7	1,6
12°	226,5	222,9	214,4	221,3	6,2	12 ^a	349,4	329,7	336	338,4	10,1
13°	235,8	223,7	225,3	228,3	6,6	13 ^a	326,2	324,1	350,8	333,7	14,8
14°	220,9	214,9	214,3	216,7	3,6	14 ^a	293,2	334,8	344,2	324,1	27,1
15°	226,8	224,5	220,6	224,0	3,1	15 ^a	320,9	302,9	334,4	319,4	15,8
16°	220,3	171,5	220,4	204,1	28,2	16 ^a	333,1	335,8	303,5	324,1	17,9
17°	254,5	202,3	220	225,6	26,5	17 ^a	320,9	312,1	331,3	321,4	9,6
18°	255,8	225,7	244,3	241,9	15,2	18 ^a	299,7	327,1	338,2	321,7	19,8
19°	240,4	228,6	220,3	229,8	10,1	19 ^a	329	356,5	307	330,8	24,8
20°	220,4	222,7	225,5	222,9	2,6	20 ^a	330	333,3	304,7	322,7	15,6
21°	240,4	223,8	222,7	229,0	9,9	21 ^a	351,8	331,1	339,3	340,7	10,4
22°	244,4	222,8	227,7	231,6	11,3	22 ^a	307,4	341,7	331,1	326,7	17,6
23°	246,4	215,9	217,1	226,5	17,3	23 ^a	326,8	333,1	308,1	322,7	13,0
24°	237,7	231,1	226	231,6	5,9	24 ^a	276,5	337,7	221,1	278,4	58,3
25°	247,5	230,7	232,1	236,8	9,3	25 ^a	211,3	309,3	208,8	243,1	57,3
26°	290,3	242,5	248,7	260,5	26,0	26 ^a	204,9	259,8	200,5	221,7	33,0
27°	212	266	203,3	227,1	34,0	27 ^a	170	208,4	168,9	182,4	22,5
28°	182,7	212,3	188,9	194,6	15,6	28 ^a	178,6	162,7	176,4	172,6	8,6
29°	183,1	190,1	178,8	184,0	5,7	29 ^a	163,3	169,4	156,8	163,2	6,3
30°	159,8	171	155,3	162,0	8,1	30 ^a	158	153,6	153,4	155,0	2,6
31°	154,3	150,9	151,9	152,4	1,7	31 ^a	147,1	150,8	149,6	149,2	1,9
32°	161,1	136,8	154,4	150,8	12,6	32 ^a	140	141,8	145	142,3	2,5

Figura 42 – Durezas nas juntas soldadas sobre o ASTM A36. Distância entre os pontos de medição da dureza: 0,25 mm; ZAC: zona afetada pelo calor; MB: metal base inalterado; MS: metal de solda.

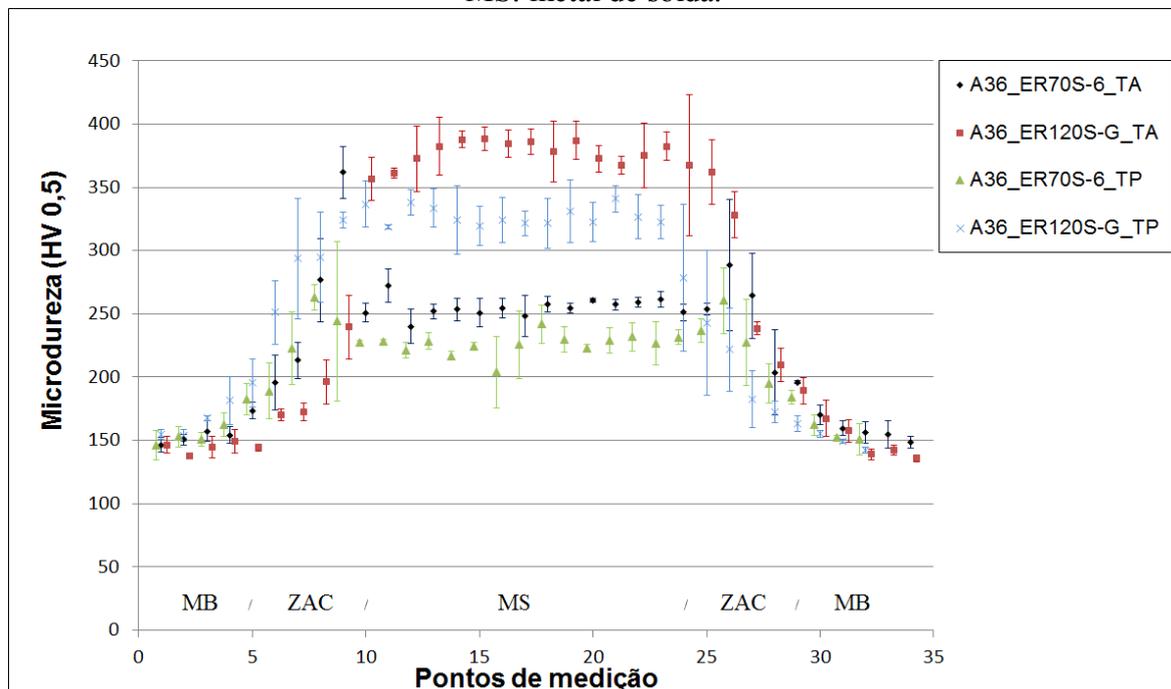


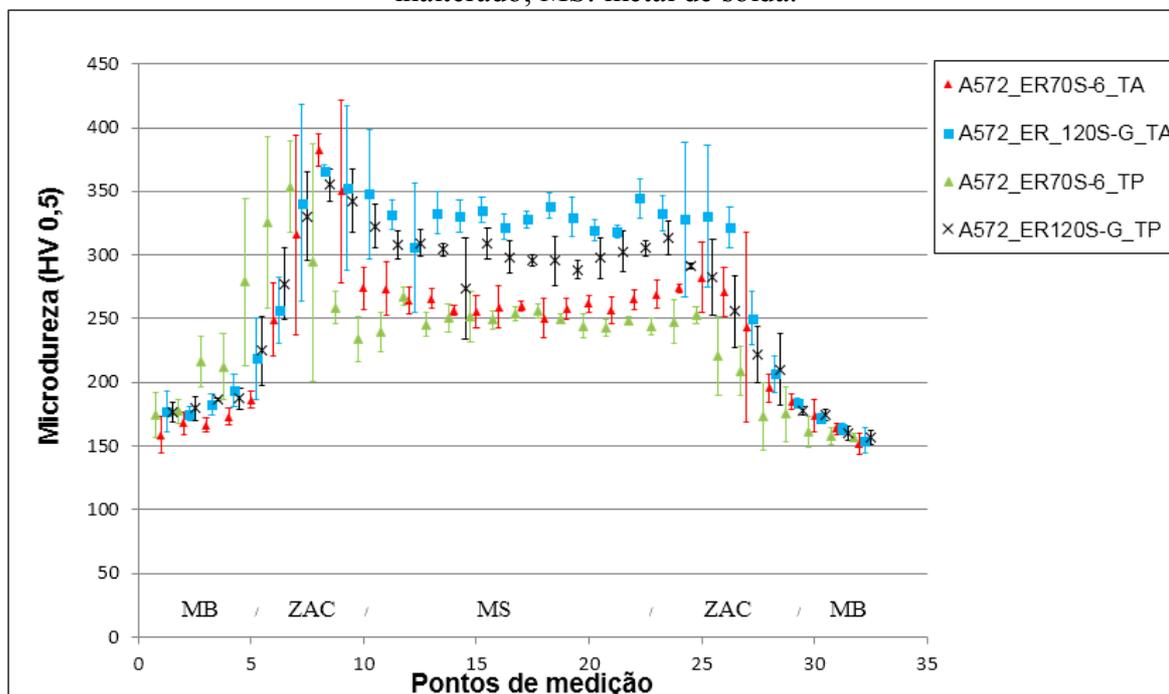
Tabela 15 – Microdurezas: A572G50_ER70S-6_TA e A572G50_ER120S-G_TA.

PERFIS DE MICRODUREZA A572G50_ER70S-6_TA CP5						PERFIS DE MICRODUREZA A572G50_ER120S-G_TA CP6					
Pontos	1°	2°	3°	Média	Desvio padrão	Pontos	1°	2°	3°	Média	Desvio padrão
1°	175,1	148,8	152	158,6	14,4	1°	165,9	170,2	195,7	177,3	16,1
2°	176	159	169,1	168,0	8,6	2°	171,4	172,7	182,3	175,5	6,0
3°	172	161	166,9	166,6	5,5	3°	178,6	192,4	176,7	182,6	8,6
4°	175,6	165,2	177,8	172,9	6,7	4°	180,4	194,5	206,2	193,7	12,9
5°	191,9	187,8	179,1	186,3	6,5	5°	187	251,7	217	218,6	32,4
6°	282,3	231,3	234,5	249,4	28,6	6°	232,5	254,4	283,6	256,8	25,6
7°	392,6	317,6	236,8	315,7	77,9	7°	252,9	375,9	394	340,9	76,8
8°	368,8	393,9	384,8	382,5	12,7	8°	360,8	368,7	369	366,2	4,7
9°	402	268	379,7	349,9	71,8	9°	424,7	333	299,7	352,5	64,7
10°	291,7	269	260,4	273,7	16,2	10°	404,5	307,5	331,2	347,7	50,6
11°	287,8	249,3	282,9	273,3	21,0	11°	335,6	319	340,7	331,8	11,3
12°	276,4	258,4	257,8	264,2	10,6	12°	349,6	250,2	318,2	306,0	50,8
13°	274,4	262,9	260,6	266,0	7,4	13°	346,5	314,4	338,8	333,2	16,8
14°	254,2	254,2	261,6	256,7	4,3	14°	336,3	316,5	339,6	330,8	12,5
15°	256,4	242	267,1	255,2	12,6	15°	334,7	325,9	345,8	335,5	10,0
16°	264,4	272,1	240,9	259,1	16,3	16°	311,6	331,4	323,4	322,1	10,0
17°	258,8	264,5	256,9	260,1	4,0	17°	333,3	321	329,1	327,8	6,3
18°	258,1	232,2	261,1	250,5	15,9	18°	344,8	343,4	327	338,4	9,9
19°	251,2	254,7	267,6	257,8	8,6	19°	347,8	321,4	320,5	329,9	15,5
20°	268,2	254,7	261,8	261,6	6,8	20°	323,1	310	325	319,4	8,2
21°	244	262,6	261,9	256,2	10,5	21°	314,9	324	315,3	318,1	5,1
22°	272,9	257,6	265,3	265,3	7,7	22°	360,2	328,9	344	344,4	15,7
23°	269,7	257,7	280,3	269,2	11,3	23°	343,4	336,7	317,6	332,6	13,4
24°	274,2	270,2	276,8	273,7	3,3	24°	393,5	316,7	273,9	328,0	60,6
25°	282	254,7	309,7	282,1	27,5	25°	384,5	333,3	272,8	330,2	55,9
26°	279,4	284	248,7	270,7	19,2	26°	314,4	340,5	311,5	322,1	16,0
27°	222,8	325,5	181,3	243,2	74,2	27°	273,9	243,1	233,7	250,2	21,0
28°	189,4	208,6	188,4	195,5	11,4	28°	221,4	206,3	191,9	206,5	14,8
29°	192,1	182,7	180	184,9	6,4	29°	187,3	179,8	183,6	183,6	3,8
30°	188,2	165,6	167,4	173,7	12,6	30°	168,2	170,3	176,1	171,5	4,1
31°	168,1	163,9	158,4	163,5	4,9	31°	161,2	161	168	163,4	4,0
32°	161	147,9	146	151,6	8,2	32°	159,8	143,3	160,4	154,5	9,7
33°	160,3	144,1	142	148,8	10,0						

Tabela 16 – Microdurezas: A572G50_ER70S-6_TP e A572G50_ER120S-G_TP.

PERFIS DE MICRODUREZA A572G50_ER70S-6_TP CP7						PERFIS DE MICRODUREZA A572G50_ER120S-G_TP CP8					
Pontos	1°	2°	3°	Média	Desvio padrão	Pontos	1°	2°	3°	Média	Desvio padrão
1°	154,4	182,7	187,2	174,8	17,8	1,5	182,5	180,1	168	176,9	7,8
2°	186,4	178,4	166,9	177,2	9,8	2,5	188,6	169,1	180,4	179,4	9,8
3°	196,7	217	235,6	216,4	19,5	3,5	187,8	186	186,8	186,9	0,9
4°	185,7	237,5	213,5	212,2	25,9	4,5	192,1	177,6	191,8	187,2	8,3
5°	207	336,2	293,5	278,9	65,8	5,5	244,4	236,2	193,6	224,7	27,3
6°	248,4	361,5	366,8	325,6	66,9	6,5	256,1	266,9	309	277,3	28,0
7°	376,1	311,9	372,7	353,6	36,1	7,5	369,3	302,1	319,7	330,4	34,8
8°	401,3	252,6	229,7	294,5	93,2	8,5	369,3	350	345,6	355,0	12,6
9°	272,9	252,4	250,4	258,6	12,5	9,5	337,5	321,1	369,2	342,6	24,5
10°	253,4	218,1	231,4	234,3	17,8	10,5	330,1	334,5	303,1	322,6	17,0
11°	244,3	221,8	251,4	239,2	15,5	11,5	318,8	309,1	296,8	308,2	11,0
12°	259,9	275	267,6	267,5	7,6	12,5	303,2	321,1	303	309,1	10,4
13°	235	247	253,7	245,2	9,5	13,5	308,6	304,9	298,7	304,1	5,0
14°	262,9	242,8	245	250,2	11,0	14,5	300,1	293,1	228	273,7	39,8
15°	270,5	231,7	253	251,7	19,4	15,5	294,4	315,9	316,1	308,8	12,5
16°	250	256,1	241,4	249,2	7,4	16,5	285,6	298,2	310,9	298,2	12,7
17°	252,7	249	259,2	253,6	5,2	17,5	298,4	290,9	298,2	295,8	4,3
18°	250,2	257,4	261	256,2	5,5	18,5	305,9	306,7	273,5	295,4	18,9
19°	252,3	251,4	245,2	249,6	3,9	19,5	292,2	292,7	280	288,3	7,2
20°	251,8	234,1	247,2	244,4	9,2	20,5	316,1	287,2	289,6	297,6	16,0
21°	239,7	251	238,2	243,0	7,0	21,5	307,1	316,1	285,4	302,9	15,8
22°	245,6	248,9	251,4	248,6	2,9	22,5	311,7	299,7	304,3	305,2	6,1
23°	236,3	244,9	250	243,7	6,9	23,5	298,9	316,3	325,5	313,6	13,5
24°	264,9	231,4	246,8	247,7	16,8	24,5	289,4	290,5	294,3	291,4	2,6
25°	258,9	252,9	245,5	252,4	6,7	25,5	248,9	295,4	304,3	282,9	29,8
26°	256,7	203,9	202,9	221,2	30,8	26,5	224,8	263,6	279,4	255,9	28,1
27°	229	208,2	189,8	209,0	19,6	27,5	243,9	222,3	199,6	221,9	22,2
28°	203,6	157,8	158,7	173,4	26,2	28,5	187,7	201,9	241,1	210,2	27,7
29°	198,5	156,3	170,2	175,0	21,5	29,5	173,6	179	179,3	177,3	3,2
30°	171,7	147,7	163,1	160,8	12,2	30,5	171,6	171,8	179,7	174,4	4,6
31°	164,9	156	152,9	157,9	6,2	31,5	157,3	156	166,9	160,1	6,0
32°	159,4	152,8	156,9	156,4	3,3	32,5	153	163,2	153,7	156,6	5,7

Figura 43 – Durezas nas juntas soldadas do aço ASTM A572 G50. Distância entre os pontos de medição da dureza: 0,25 mm; ZAC: zona afetada pelo calor; MB: metal base inalterado; MS: metal de solda.



Os perfis de microdureza que caracterizam a ZAC na Figura 43 são resultantes de alterações microestruturais do MB, associados aos ciclos térmicos durante a soldagem.

Observa-se uma acentuada elevação da dureza na ZAC, em relação ao metal MB.

Em decorrência dos parâmetros de soldagem empregados não sofrerem alterações, as durezas das zonas afetadas pelo calor (ZACs) são muito próximas e maiores para os conjuntos soldados a temperatura ambiente, tanto com os consumíveis AWS ER70S-6 E AWS ER120S-G, e são menores para os conjuntos soldados com temperatura de pré-aquecimento de 150°C.

Além disso, para uma mesma energia de soldagem, o MS do consumível AWS ER120S-G sempre exibiu maior dureza que o do consumível AWS ER70S-6.

4.2 Ensaios de carregamento quase-estático

Foram realizados ensaios de carregamento quase estáticos dos conjuntos soldados com cordões de solda transversais (TW) e paralelos (PW), empregando-se os consumíveis AWS ER70S-6 e AWS ER120S-G, soldados na TA e com TP.

Na Tabela 17 e Tabela 18, são apresentadas as cargas máximas suportadas pelos conjuntos soldados para os aços ASTM A-36 e ASTM A572G50, respectivamente. Estes são valores máximos registrados até ocorrer à súbita redução de seus valores devido ao início da fratura na junta.

Tabela 17 – Cargas máximas resistidas dos conjuntos soldados aço ASTM A36.

Designação do conjunto soldado	Carga máxima resistida (kN)	Área sob a curva (kN.s)(*)
A36_PW_ER70S_6_TA	95	842
A36_PW_ER120S_G_TA	59	291
A36_TW_ER70S_6_TA	73	853
A36_TW_ER120S_G_TA	70	587
A36_PW_ER70S_6_TP	96	880
A36_PW_ER120S_G_TP	108	1162
A36_TW_ER70S_6_TP	79	1010
A36_TW_ER120S_G_TP	98	1679

(*) A área sob a curva foi calculada até o ponto de força máxima.

Tabela 18 – Cargas máximas resistidas dos conjuntos soldados aço ASTM A572G50.

Designação do conjunto soldado	Carga máxima resistida (kN)	Área sob a curva (kN.s)(*)
A572G50_PW_ER70S_6_TA	102	838
A572G50_PW_ER120S_G_TA	84	525
A572G50_TW_ER70S_6_TA	89	834
A572G50_TW_ER120S_G_TA	90	762
A572G50_PW_ER70S_6_TP	100	830
A572G50_PW_ER120S_G_TP	115	929
A572G50_TW_ER70S_6_TP	79	858
A572G50_TW_ER120S_G_TP	112	1519

(*) A área sob a curva foi calculada até o ponto de força máxima.

Na Figura 44 e Figura 45 estão os resultados para os aços ASTM A-36 e ASTM A572G50, respectivamente.

A área sob a curva está relacionada diretamente com a ductilidade estrutural dos conjuntos soldados e a sua unidade é a mesma do carregamento por impulso (kN.s), (MACHADO, 2013).

Figura 44 – Tempo de carregamento quase estático em relação à força, apresentando a resistência dos cordões de solda transversais (TW) e paralelos (PW) para o aço ASTM A-36.

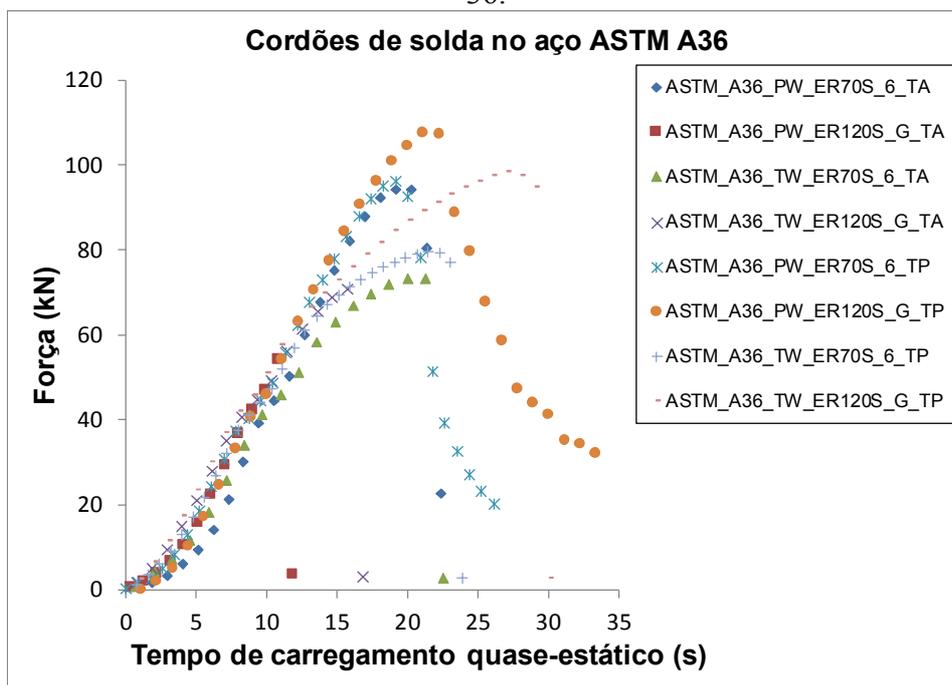
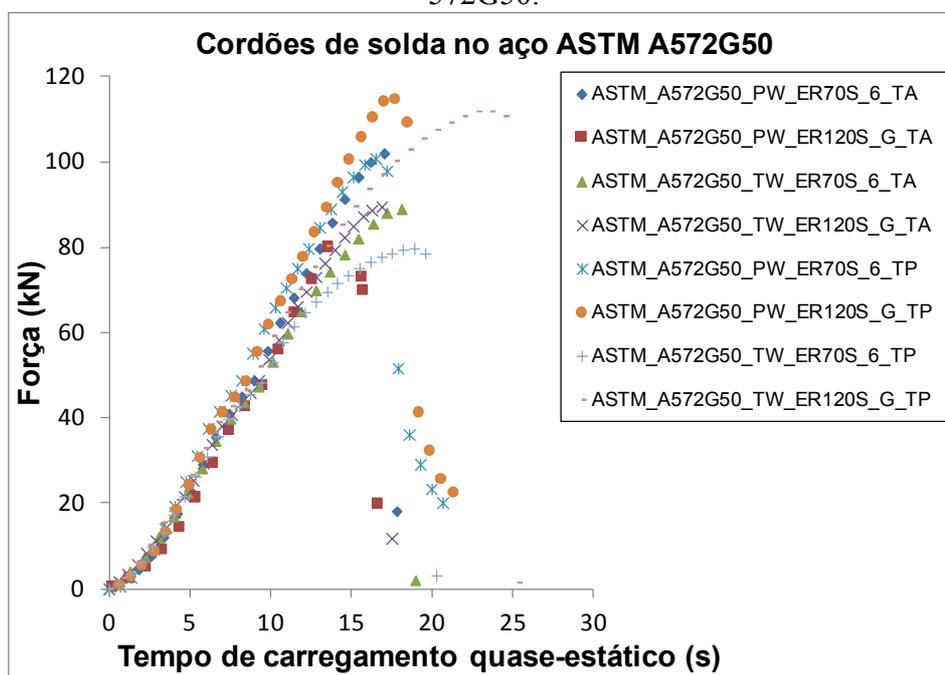


Figura 45 – Tempo de carregamento quase estático em relação à força, apresentando a resistência dos cordões de solda transversais (TW) e paralelos (PW) para o aço ASTM A-572G50.



A Tabela 19 apresenta, de forma sucinta, as forças máximas suportadas pelas estruturas imediatamente antes de ocorrer à súbita redução dos seus valores devido ao início da fratura na junta. Ela apresenta os dados compilados da Tabela 18 e Tabela 19, e das Figura 44 e Figura 45.

Tabela 19 – Cargas máximas resistidas no ensaio de carregamento quase estático.

Material Base Aço ASTM A36			Material Base Aço ASTM A572G50		
Código de soldagem	Carga* (kN)	Área** (kN.s)	Código de soldagem	Carga* (kN)	Área** (kN.s)
A36_PW_ER70S_6_TA	95	842	A572G50_PW_ER70S_6_TA	102	838
A36_PW_ER120S_G_TA	59	291	A572G50_PW_ER120S_G_TA	84	525
A36_TW_ER70S_6_TA	73	853	A572G50_TW_ER70S_6_TA	89	834
A36_TW_ER120S_G_TA	70	587	A572G50_TW_ER120S_G_TA	90	762
A36_PW_ER70S_6_TP	96	880	A572G50_PW_ER70S_6_TP	100	830
A36_PW_ER120S_G_TP	108	1162	A572G50_PW_ER120S_G_TP	115	929
A36_TW_ER70S_6_TP	79	1010	A572G50_TW_ER70S_6_TP	79	858
A36_TW_ER120S_G_TP	98	1679	A572G50_TW_ER120S_G_TP	112	1519

Nota: *Carga máxima resistida; **Área sob a curva.

Analisando-se a área sob a curva nos ensaios quase estáticos para o metal base ASTM A36, a maior área foi registrada para a combinação A36_TW_ER120S_G_TP, resistindo 98 kN, mostrando ter maior ductilidade. A maior carga resistida para os conjuntos soldados com o metal base ASTM A36 foi alcançada pela combinação A36_PW_ER120S_G_TP de 108 kN, com uma área menor sob a curva de 44,49% que do conjunto anterior.

Sendo o membro em balanço dos conjuntos soldados dimensionado para que não sofra deformação e as soldas produzidas com dois consumíveis distintos, a ductilidade do metal do (MS) tem grande influência na resistência da junta soldada, soldas de filete realizadas com (TP 150 °C) demonstraram resistência superior, fato explicado em parte pelo metal de solda escoar localizadamente e assim, as tensões são redistribuídas.

4.3 Ensaios de Carregamento por Impacto

Na Tabela 20 e Tabela 21 estão os resultados dos ensaios de carregamento quase estático, carregamento por impacto estrutural e, também, estimados (calculados) analiticamente. Os resultados referentes ao carregamento por impacto foram extraídos de 48 experimentos, sendo 24 realizados com conjuntos soldados com o ASTM A-36 e 24 conjuntos soldados com o ASTM A572G50. Foram replicados três testes para cada combinação e as médias dos resultados da carga máxima resistida por impacto estão mostradas nas referidas tabelas.

Tabela 20 – Cargas máximas resistidas pelos conjuntos soldados com o aço ASTM A36.

	Metal de Adição	Cordões de Solda Transversais (TW)			Cordões de Solda Paralelos (PW)		
		Carga Máxima Resistida (kN)			Carga Máxima Resistida (kN)		
		Analítico*	Quase Estático	Impacto**	Analítico*	Quase Estático	Impacto**
T. A	ER70S_6	45,5	73	8,4	29,7	95	13,4
	ER120S_G	92,0	70	8,2	60,1	59	9,0
T. 150 °C.	ER70S_6	45,5	79	7,4	29,7	96	9,0
	ER120S_G	92,0	98	10,1	60,1	108	11,2

Notas: (*) Valores estimados e aproximados, considerando-se as soldas como linha e os limites de escoamento dos consumíveis; (**) Ângulo de elevação do martelo de 60° (valores obtidos através das medições pelos fotogramas).

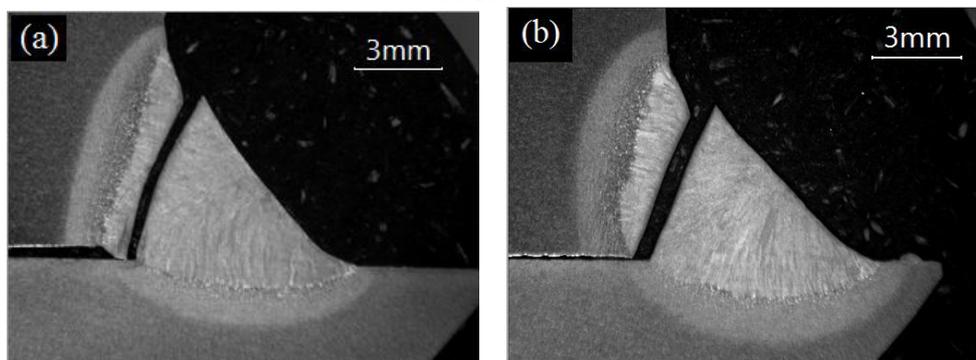
Tabela 21 – Cargas máximas resistidas pelos conjuntos soldados com o aço ASTM A572G50.

	Metal de Adição	Cordões de Solda Transversais (TW)			Cordões de Solda Paralelos (PW)		
		Carga Máxima Resistida (kN)			Carga Máxima Resistida (kN)		
		Analítico*	Quase Estático	Impacto**	Analítico*	Quase Estático	Impacto**
T. A	ER70S_6	45,5	89	7,3	29,7	102	14,4
	ER120S_G	92,0	90	5,8	60,1	84	9,7
T. 150 °C.	ER70S_6	45,5	79	7,7	29,7	100	14,8
	ER120S_G	92,0	112	6,0	60,1	115	10,3

Notas: (*) Valores estimados e aproximados, considerando-se as soldas como linha e os limites de escoamento dos consumíveis; (**) Ângulo de elevação do martelo de 60° (valores obtidos através das medições pelos fotogramas).

Por sua vez, nas Figura 46 (a) e 46 (b) estão macrofotografias de fraturas resultantes de ensaio de impacto estrutural nas soldas sobre ASTM A572G50, produzidas com eletrodo ER120S-G depositado em (TA) e (TP), respectivamente.

Figura 46 – Macrofotografias de fraturas em cordões de solda transversal, produzidos sobre ASTM A572G50 eletrodo AWS ER120S: (a) na temperatura ambiente; (b) com pré-aquecimento de 150 °C.



Fonte: Autor.

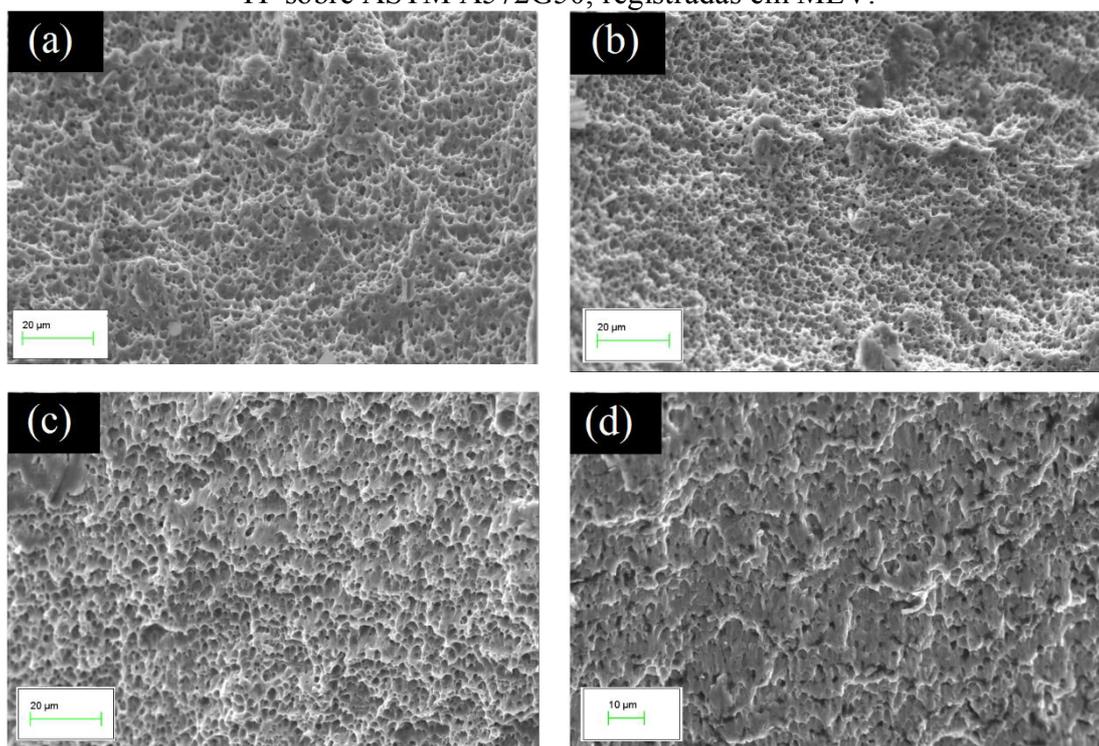
A microdureza média ao longo das fraturas foi medida com distância de 0,10 mm da borda das fraturas. Na Figura 46 (a) é 422 HV_{0,5} e o plano de fratura ocorreu em 75° tomando como referência a raiz do filete. Para a Figura 46 (b), a microdureza média junto a região de fratura é 424 HV_{0,5} e o plano de fratura ocorreu com ângulo de 70°.

Na Figura 47 estão mostradas as imagens das superfícies de fratura provocadas por carregamento de impacto estrutural, registradas com microscópio eletrônico de varredura (MEV), retiradas das extremidades dos cordões de solda produzidos com o eletrodo

ER120S-G. Estas superfícies das fraturas mostram: (a) cordão de solda PW realizado na TP sobre ASTM A36; (b) cordão de solda PW realizado TP sobre ASTM A572G50; (c) cordão de solda TW realizado em TA sobre ASTM A572G50; (d) cordão de solda TW realizado em TP sobre ASTM A572G50.

Observe-se, ainda, na Figura 47: (a) microcavidades esféricas, provenientes de carga de tração uniaxial e, também, grande proporção de microcavidades com formato parabólico alongados em diferentes alturas; (b) microcavidades esféricas e poucas regiões com formato parabólico alongado; (c) microcavidades esféricas, mas (provavelmente) grande maioria cavidades parabólicas alongadas, na mesma direção que o carregamento, ocorrendo o surgimento de superfícies de fratura transgranular; (d) microcavidades alongadas, com (provável) predominância de fratura ocasionada por clivagem.

Figura 47 – Superfícies das fraturas: (a) cordão de solda PW realizado na TP sobre ASTM A36; (b) cordão de solda PW realizado TP sobre ASTM A572G50; (c) cordão de solda TW realizado em TA sobre ASTM A572G50; (d) cordão de solda TW realizado em TP sobre ASTM A572G50, registradas em MEV.

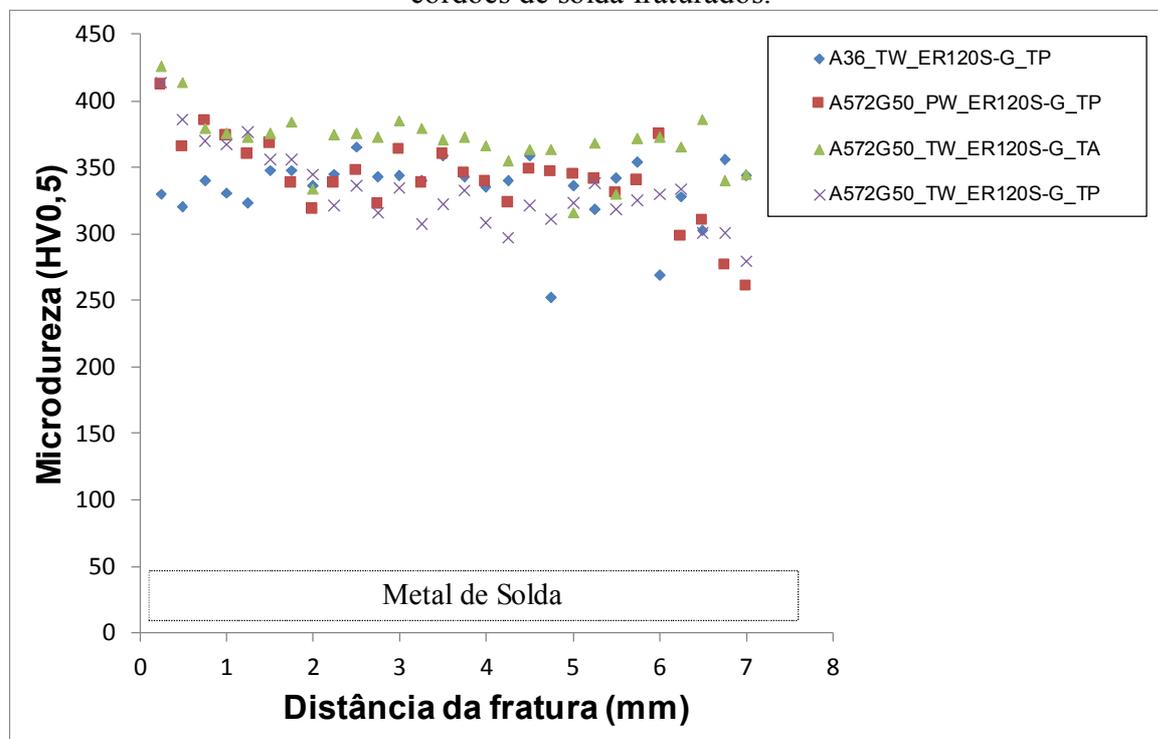


Fonte: Autor.

Na Figura 48 está a variação da microdureza no metal de solda, medida na seção transversal fraturada dos filetes de solda com o mesmo procedimento adotado para gerar os perfis de microdureza mostrados na Figura 42 e na Figura 43, possibilitando assim

comparação. Em relação aos perfis de microdureza medidos nas seções dos cordões de solda inalterados, houve um aumento da microdureza do metal de solda em todas as amostras analisadas, Esse fato pode ser explicado pela deformação causar o encruamento do metal de solda, com as seguintes principais diferenças percentuais (todos os valores aproximados): condição de soldagem A36_ER120S-G_TP_PW, ocorreu o menor aumento da microdureza, de 3%; condição A572G50_ER120S-G_TP_PW a microdureza teve o maior aumento, de 11%; condição A572G50_ER120S-G_TP_TW, com aumento da microdureza de 8%; condição A572G50_ER120S-G_TA_TW com aumento da microdureza de 6%.

Figura 48 – Valores de microdureza em relação à distância da fratura nas seções dos cordões de solda fraturados.



5 CONCLUSÃO

Através da análise dos resultados apresentados nesta pesquisa, são possíveis as seguintes conclusões:

- A resistência e a ductilidade de conjuntos soldados com junta de filete submetidos à carga de flexão simples quase estática e de impacto estrutural “Fora do Plano” são profundamente influenciadas pelo tipo de carregamento e da orientação dos cordões de solda em relação à direção de aplicação da carga.

- Nos ensaios de carregamento quase estático, para ambos os metais base, observou-se que cordões na posição paralela a direção de aplicação da carga, soldados com o eletrodo AWS ER120S-G pré-aquecidos a 150 °C suportaram maiores carregamentos em tempos menores em comparação com os cordões transversais, que suportaram menores carregamentos por tempos maiores.

- A utilização de dois metais de adição que produziram metais de solda com grandes diferenças de propriedades mecânicas, mostrou que o pré-aquecimento teve maior influência na resistência e microdureza do filete de solda produzido com o eletrodo ER120S-G.

- Ficou evidenciado que tanto para os cordões paralelos como para os cordões transversais em relação ao vetor de aplicação do carregamento, para todas as condições ocorre redução drástica na resistência mecânica da junta soldada quando elas são submetidas a cargas de impacto estrutural. Nos ensaios de impacto estrutural dos conjuntos soldados com metal base ASTM A572 grau 50, cordões paralelos e metal de adição AWS ER70S-6, pré-aquecidos a 150 °C, foi atingida a resistência de aproximadamente 50% da carga analiticamente prevista. Para o metal base ASTM A36, soldado nas mesmas condições, a resistência foi de cerca de 46% da carga analiticamente prevista.

- Analisando as superfícies de fratura através de MEV, cordões de solda com a especificação A36_ER120S-G_TP_PW e A572G50_ER120S-G_TP_PW apresentaram fraturas com característica dúctil. Nos cordões de solda com a especificação A572G50_ER120S-G_TP_TW e A572G50_ER120S-G_TA_TW, foram observadas microcavidades alongadas em formato parabólico e também a presença de planos com fratura transgranular ou clivagem.

- Em suma, estimativas analíticas para o dimensionamento de juntas soldadas sujeitas a carregamento quase estático aparentemente não devem ser empregadas para o caso do carregamento ser de impacto estrutural.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Desenvolver a análise numérica do ensaio, visando a validação dos resultados.

Realizar uma série de experimentos utilizando parâmetros de soldagem idênticos, mas com carregamentos quase estáticos e dinâmicos de impacto estrutural atuantes no plano das soldas, ocasionando cisalhamento no plano da seção resistente do cordão de solda.

Desenvolver um dispositivo de fixação para corpos de prova com geometria específica com o objetivo de mensurar a taxa de deformação dos cordões de solda.

Verificar se o comportamento de juntas soldadas com os mesmos parâmetros de soldagem, submetidas a diferentes ângulos de impacto apresentam o mesmo comportamento quanto aos carregamentos máximos resistidos para carregamentos quase-estáticos e dinâmicos de impacto estrutural, fora do plano.

Análise mais profunda da distribuição de tensões atuantes ao longo da seção transversal no cordão de solda de modo a compreender o fenômeno de fratura súbita ocasionados por carregamentos quase estáticos e dinâmicos de impacto estrutural.

Correlacionar os resultados obtidos nesta pesquisa com critérios de projeto norteados por Normas, códigos e recomendações de projeto estrutural.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT. NBR 8800: **Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios**. Rio de Janeiro, 2008.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. AISC. **Manual of Steel Construction, Load and Resistance Factor Design**. 1ª Edition Chicago: AISC 1986.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. AISC. **ANSI /AISC 360-16 Specification for Structural Steel Buildings**. 130 East Randolph Street, Suite 2000, Chicago, Illinois 60601-6204, 2016.

ANDERSON, T. L., **Fracture Mechanics, Fundamentals and Applications**. Taylor e Francis Group, 3ª ed. Boca Raton, US, Julho de 2013.

API. **API Specification 5L: Specification for Line Pipe**. American Petroleum Institute, 2004.

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

ASM. **Metals Handbook. Fatigue and Fracture**. ASM International Handbook Committee. Volume 19: 1996. p 372.

ASM. **Metals Handbook. Mechanical Testing and Evaluation**. ASM International Handbook Committee. Volume 8: 2000. The Volume was prepared under the direction of the ASM Handbook Committee. ISBN 0-87170-389-0.

ASM. **Metals Handbook. Materials Characterization**. Volume 10 of the 9th Edition Metals Handbook. With the third printing (1992), the series title was changed to ASM Handbook. The Volume was prepared under the direction of the ASM Handbook Committee. ISBN 0-87170-007-7 (v. 1)

ASM. **Metals Handbook. Materials Selection and Design.** Was published in 1997 as Volume 20 of ASM Handbook, 1997.

ASM. **Metals Handbook. Properties and Selection: Irons, Steels and High-Performance Alloys.** volume 1. ASM International, USA, 10 edition, 1993.

ASM. **Metals Handbook. Welding, Brazing and Soldering.** volume 6. American Society for Metals, United States, 1998.

ASTM. **American Society for Testing and Materials.** Annual Book of ASTM Standards. Philadelphia. 2010a.

AWS. **Standard Welding Terms and Definitions.** Miami: AWS, A 3.0-89. 109p. 1989.

AWS. **Welding Handbook - Welding Science and Technology.** Number 1. American Welding Society, Miami, 9 edition, 2001.

AWS. **Welding Handbook - Welding Processes, part1.** Number 2. American Welding Society, Miami, 9 edition, 2004.

BARSOM, J. M.; **Fracture and Fatigue Control in Structures: Applications of Fracture Mechanics.** Stanley T. Rolfe. 3^a ed. ASTM, 1938.

BEER, P. F.; JOHNSTON, E. R.; **Vector Mechanics for Engineers: Dynamics.** 10th ed. New York: McGraw-Hill, 2013.

BHADESHIA, H.K.D.H.; HONEYCOMBE, R.W.K. **Steel: Microstructure and Properties.** 3. ed. Cambridge: Elsevier LTD, 2006. 344 p.

BHADURI, A., **Mechanical Properties and Working of Metals and Alloys**. Springer Series in Materials Science. Volume: 264. Springer Nature Singapore Pte Ltd. 2018. ISBN 978-981-10-7208-6.

BROEK, D., **The Practical Use of Fracture Mechanics**. Kluwer Academic Publisher, Galena, Ohio, Fevereiro de 1988.

CALLISTER, W. D. Jr., **Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução**. William D. Callister, Jr., David G. Rethwisch; tradução Sérgio Murilo Stamile Soares; revisão técnica José Roberto Moraes d'Almeida. – Rio de Janeiro: LTC, 2012.

CANNON, J. T. and DOSTROVSKY, S.; **The Evolution of Dynamics: Vibration Theory From**. (1687 to 1742). SPRINGER-VERLAG, NEW YORK, (1981).

COHEN, MORRIS AND HANSEN, S. S., **Microstructural Control in Microalloyed Steels**. MiC on 78: Optimization of Processing, Properties, and Service Performance Through Microstructural Control. ASTM SPT 672. Halle Abrams, G. N. Maniar, D. A. Nail, and H. D. Solomon. Eds., American Society for Testing and Materials, 1979, pp. 34-52.

DAL MOLLIN, A.; MACHADO, I.G.; **“Weldments With Fillet Joints Submitted to “In-Plane” Quasi-Static and Impact Torsion Loads”**. International Journal of Development Research, 10, (06), 36407-36416, May 2020.

DATSKO, J., HARTWIG, L., MCCLORY, B. **On the Tensile Strength and Hardness Relation for Metals**. Journal of Materials Engineering and Performance. Volume 10(6), Páginas 718 – 722, Dezembro de 2001.

DIETER, G. E., **Mechanical Metallurgy**. SI Metric ed./adapted by David Bacon. McGraw-Hill series in materials science and engineering. ISBN 0-07-100406-8. Printed in Singapore. 1988.

EASTERLING, K., **Introduction to the Physical Metallurgy of Welding**. Butterworths & Co, UK, 2 edition, 1983.

ELDIN, A.S., COLLINS, S.C.: **Fracture and Yield Stress of 1020 Steel at Low Temperatures.** J. App. Phys. 22, 1296–1297 (1951).

ESAB. Disponível em: <<http://www.esab.com.br/>>. Acesso em: Out. 2021.

EUROCODE 3., **Design of Steel Structures - Part 1-8: Design of joints** 2011.

GHOSH, UTPAL K.; **Design of Welded Steel Structures Principles and Practice.** CRC Press Taylor & Francis Group, Broken Sound Parkway, NW, Suite 300, Boca Raton, 2016.

GLINER, R. E.; **Welding of Advanced High-Strength Sheet Steels.** Selected from Svarochnoe Proizvodstvo 2009 62(11) 26–34. Welding International. Vol. 25, No. 5, 389–396, May 2011.

HAHN, G. T., HOAGLAND, A. R., ROSENFELD, A.R., SEJNOHA, R. **Rapid Crack Propagation in a High Strength Steel.** Journal Metallurgical Transactions, Volume 5, Páginas 475 – 482. Fevereiro de 1974.

HAUPT, W., RIFFEL, K. C., ISRAEL, C. L., SILVA, R. H. G., Reguly, A. (2018). **Effect of Wire Electrode and Shielding Gas Compositions on the Mechanical Properties of DOMEX 700 Steel Welded by the GMAW-P Process.** Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. Vol. 40, No. 174, pp. 174, 1-11.

HIBBELER, R. C.; **Mechanics of Materials.** 8^a Ed. Pearson Education, Inc., Permissions Department, 1 Lake Street, Upper Saddle River, NJ 07458, 2011.

HOBBACHER, A. F., **Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components.** Second Edition. IIW Collection Springer, ISBN 978-3-319-23756-5, (2017).

IIW (INTERNATIONAL INSTITUTE OF WELDING); **Design Rules for Arc Welded Connections in Steel Submitted to Static Loads.** Welding in the World, (5/6): 132-149, 1976.

INGLIS, C. E., **Stresses in a Plate Due to the Presence of Cracks and Sharp Corners.** Transactions of the Institute of Naval Architects, Vol. 55, pp. 219–241/1913.

IRWIN, G. R., **Fracture Dynamics.** Fracturing of Metals, American Society for Metals, Cleveland, OH, pp. 147–166/1948.

IRWIN, G. R., **Onset of Fast Crack Propagation in High Strength Steel and Aluminum Alloys.** Sagamore Research Conference Proceedings, Vol. 2, pp. 289–305/1956.

JAMES, L. A., MILLS, W. J., **Review and Synthesis of Stress Intensity Factor Solutions Applicable to Cracks in Bolts.** Westinghouse Hanford Company, Richland, WA 99352, U.S.A. Engineering Fracture Mechanics Volume 30, N° 5, 1988, pp. 641-654.

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

JONES, N., **Structural Impact.** Reino Unido. Published By the Press Syndicate of the University of Cambridge, 2003.

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

KOZASU, I. **Processing – Thermomechanical Controlled Processing.** In: Materials Science and Technology – A Comprehensive Treatment: Constitution and Properties of Steels, vol. 7, VCH, Weinheim, 1992.

KREHL, P. O. K.; **History of Shock Waves, Explosions and Impact. A Chronological and Biographical Reference.** Handbook of Shock Waves. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg , 2009.

KWAN, Y. K.; GRONDIN, Y., G.; **Strength and Ductility of Welded Joints Subjected to Out-of-Plane Bending.** Structural Engineering Report 280; American Institute of Steel Construction, July 2008.

KWAN, Y.K.; GOMEZ, I.R.; GRONDIN, G.Y.; AND KANVINDE, A.M.; **Strength of Welded Joints Under Combined Shear and Out-of-Plane Bending**. Canadian Journal of Civil Engineering (Vol. 37, Issue 2). NRC Research Press, Feb. 2010.

LANCASTER, J. F.; **Metallurgy of Welding**. Third Edition. First published as Metallurgy of welding, brazing and soldering in 1965. George Allen & Unwin LTD, 40 Museum Street, London, 1980.

LESLIE, WILLIAM C., **The Physical Metallurgy of Steels**. McGraw – Hill Book Company, Nw York, 1981, p. 189 - 201.

LIPPOLD , JOHN C., **Welding Metallurgy and Weldability**. First Edition. © 2015 John Wiley & Sons, Inc. Published 2015 by John Wiley & Sons, Inc.

LODYGOWSKI, T.; RUSINEK, A., (EDS.), **Constitutive Relations under Impact Loadings**. CISM International. Centre for Mechanical Sciences, DOI 10.1007/978-3-7091-1768-2_1, © CISM, Udine 2014.

MACAULAY, M. A., **Introduction to Impact Engineering**. Chapman and Hall, USA, 1987.

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

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.

MANJOINE, M. J., “**Influence of Rate of Strain and Temperature on Yield Stresses of Mild Steel**,” J. Appl. Mech., 66: A-221–A-218 (1944).

MANUAL DE CONSTRUÇÃO EM AÇO. **Ligações em Estruturas Metálicas**. – Volume 1, 4ª Edição. Rio de Janeiro 2011.

MANUAL DE CONSTRUÇÃO EM AÇO. **Ligações em Estruturas Metálicas**. – Volume 2, 4ª Edição. Rio de Janeiro 2011.

MEYERS, M.A. **Dynamic Behaviour Materials**. 2.ed. Wiley-IEEE, 1994.

MIAZGA, G. S. and KENNEDY, D. J. L. **Behavior of Fillet Welds as a Function of the Angle of Loading**. Canadian Journal of Civil Engineering, 16(4): 583-599, Aug 1989.

MILLER, D. C., **Anecdotal History of the Science of Sound**, Nova York: Macmillan, 1935.

MILLER, D. K. **Welding of Steel Bridges: Highway Structures Design Handbook**. The Lincoln Electric Company. USA, 1994. 88 p.

MUSZKA, K., HODGSON, P. D., AND MAJTA, J. **Study of the Effect of Grain Size on the Dynamic Properties of Microalloyed Steels**. Materials Science and Engineering, (2009). A 500, pp. 25- 33.

OYSTEIN, G.: **Metallurgical modelling of welding**. 2nd ed. Institute of Materials, Norwegian University of Science and Technology. Materials Modelling Series. Editor: H. K. D. H. Bhadeshia, London, 1997.

PARKER, E.R.: **Brittle Behaviour of Engineering Structures**, p. 38. Wiley, New York (1957).

PELLINI, W. S.; **Principles of Fracture-Safe Design - Part I**. Welding Journal, March, 1971; also, Welding Research Council of the Engineering Foundation, pp.91-s – 109-s.

PELLINI, W. S.; **Principles of Fracture-Safe Design - Part II**. Welding Journal, Abril, 1971; also, Welding Research Council of the Engineering Foundation, pp. 147-s – 162-s.

PELLINI, W. S. AND PUZAK, P. P.; **Fracture Analysis Diagram Procedures for the Fracture-Safe Engineering Design of Steel Structures**. U.S. Naval Research Laboratory. NRL Report 5920, March, 15, 1963.

PICKERING, F. B.; **Constitution and Properties of Steels**. Materials Science and Technology – A Comprehensive Treatment. Edited by R. W. Cahn, P. Haasen, E. J. Kramer. VCH, Weinheim. 824 pp., hardcover, DM 430.00, ISBN 3-527-26820-0. XVI 1992.

PICKERING, F. B.; **Physical Metallurgy and the Design of Steels**. Londres: Applied Science Publishers. Universidade de Michigan. ISBN 9780853347521, 275 pp., 1978.

POPOV, E. P.: **Engineering Mechanics of Solid**. Prentice-Hall International Series in Civil Engineering and Engineering Mechanics. Englewood Cliffs, New Jersey 07632, 1990.

REED-HILL, R.E.: **Fracture. in: Physical Metallurgy Principles**, 2nd edn., Litton Educational Publishing, Inc., New York, p. 753, 1973.

RICE, J.R.; ROSENGREN, G.F., **Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material**. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 16, pp. 1–12/1968.

ROSENTHAL, D. **The Theory of Moving Sources of Heat and Its Application to Metal Treatments**. Trans. ASME, 68, pp. 849–865, Nov 1946.

RUSINEK, A.; KLEPACZKO, J. R., **Shear Testing of a Sheet Steel at Wide Range of Strain Rates and a Constitutive Relation With Strain-Rate and Temperature Dependence of the Flow Stress.** International Journal of Plasticity. 17.1: 87-115, (2001).

RYKALIN, N.N., NIKOLAEV, A.V. **Welding Arc Heat Flow.** Welding in the World, v9 (3/4), 1971, pág. 112-132.

SCUTTI, J. J., MCBRINE, W., J., ALTRAN CORPORATION, **Introduction to failure analysis and prevention.** Failure Analysis and Prevention. Published by ASM Handbook, Volume 11, 2002, pp. 14 – 65/2909.

SERVER, W., L. **Impact three-point bend testing for notched and precracked.** Specimens Journal of Testing and Evaluation, ASTM, Vol. 6, N°. 1, Jan. 1978, Páginas. 29-34.

SHANK, M.E., **A critical survey of brittle failure in carbon plate steel structures other than ships.** ASTM Spec. Tech. Publ. No. 158, pp. 45–110 (1954).

SHIGLEY, J. E., **Mechanical engineering design.** New York McGraw-Hill Book, 1963

SSAB TUNNPLAT. **Sheet steel joining handbook: joining of high strength steels.** Sweden: SSAB Tunnplat AB, 2004.

STRONGE, W.J.; **Impact Mechanics**, 2/e.; Cambridge, United Kingdom ; New York, NY, USA : University of Cambridge, 2019.

WAINER, E., BRANDI, S. D., AND MELLO, F. D. H. **Soldagem Processos e Metalurgia.** Edgard Blucher LTDA., 10ª reimpressão, São Paulo, 2015.

WESTERGAARD, H.M., **Bearing pressures and cracks.** Journal of Applied Mechanics, Vol. 6, pp. 49–53/1939.

WILLIAMS, M.L.: **Analysis of brittle behavior in ship plates.** In: Symposium on Effect of Temperature on the Brittle Behavior of Metals with Particular Reference to Low Temperature, ASTM Spec. Tech. Publ. No. 158, pp. 11–44 (1954).

ZHANG, P., LI, S. X., ZHANG, Z.F. **General relationship between strength and hardness.** Journal Materials Science and Engineering A. A 529, Páginas 62 – 73. Agosto de 2011.

ZHU, Y. Y., CESCOTTO, S., **A Fully Coupled Elastoplastic Damage Modeling of Contact-Impact Between Two Deformable Bodies.** In: MENEGAT, Rualdo (coord.). Structures Under Shock and Impact II. Proceedings of the Second International Conference, Editor: P.S. Bulson , Portsmouth, U.K., 16th-18th June, 1992.

ZUKAS, J. A. **Impact Dynamics: Theory and Experiment.** Army Ballistic Research Lab Aberdeen Proving Ground, MD, 1980.

ANEXO A – ESPECIFICAÇÕES DA CÉLULA DE CARGA Q-10T.

Tabela 22 - 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 – DADOS DOS EXPERIMENTOS DE IMPACTO

Tabela 23 – Dados dos experimentos de impacto aço ASTM_A36 (PW).

ENSAIOS DINÂMICOS JUNTA CORDÕES PARALELOS AO VETOR DE IMPACTO MATERIAL BASE: ASTM A36 ÂNGULO DE LANÇAMENTO: 60° VELOCIDADE DE IMPACTO: 4,87 (m/s). Deslocamento $\Delta s = 10$ mm													
TEMP.	MATERIAL DE ADIÇÃO	Nº Exp.	ÂNGULO APÓS IMPACTO (°)	VELOCIDADE DO MARTELO ANTES DO IMPACTO. (m/s)	VELOCIDADE APÓS IMPACTO $\Delta s = 10$ mm (m/s)	TEMPO DO INÍCIO DO EVENTO $t =$ (ms)	TEMPO DO FINAL DO EVENTO $t =$ (ms)	TEMPO TOTAL DO EVENTO $\Delta t =$ (ms)	F=m.dv/dt (kN)	ENERGIA DE IMPACTO (kJ)	ENERGIA APÓS IMPACTO (kJ)	ENERGIA ABSORVIDA PELO CORDÃO (kJ)	DESVIO PADRÃO
TEMP. AMBIENTE	ER 70S-6	1°	34°	5,0	3,7	8954	8974	0,02	15871,0	3,1	1,7	1,4	
	ER 70S-6	2°	31°	4,8	3,9	7191	7211	0,02	10925,5	2,9	1,9	0,9	2,47
	ER 70S-6	3°	32°	0,0	0,0	0	0	0,02	0,0	0,0	0,0	0,0	
	ER 120-SG	13°	37°	4,6	4,1	8581	8601	0,02	6636,4	2,7	2,1	0,6	
	ER 120-SG	14°	35,3°	4,7	3,9	7329	7349	0,02	9864,5	2,8	1,9	0,9	2,05
PRÉ-AQUEC. 150°C	ER 120-SG	15°	36,2°	4,7	3,9	8075	8095	0,02	10450,4	2,8	1,9	0,9	
	ER 70S-6	7°	31°	4,8	4,0	18147	18168	0,021	9776,4	2,9	2,0	0,9	
	ER 70S-6	8°	29°	4,7	4,1	12103	12123	0,02	8173,6	2,8	2,1	0,7	0,80
	ER 70S-6	9°	30°	4,9	4,1	6999	7020	0,021	9074,4	3,0	2,2	0,9	
	ER 120-SG	19°	24°	4,7	3,8	8668	8691	0,023	9839,0	2,7	1,8	1,0	
	ER 120-SG	20°	6°	4,7	3,6	7381	7402	0,021	12558,0	2,7	1,6	1,1	1,36
	ER 120-SG	21°	12°	4,8	3,8	7796	7818	0,022	11057,1	2,9	1,8	1,0	

Tabela 24 - Dados dos experimentos de impacto aço ASTM_A36 (TW).

ENSAIOS DINÂMICOS JUNTA CORDÕES DE SOLDADA TRANSVERSAIS AO VETOR DE IMPACTO MATERIAL BASE: ASTM A36 ÂNGULO DE LANÇAMENTO: 60° VELOCIDADE DE IMPACTO: 4,87 (m/s). Deslocamento $\Delta s = 10$ mm													
TEMP.	MATERIAL DE ADIÇÃO	Nº Exp.	ÂNGULO APÓS IMPACTO (°)	VELOCIDADE DO MARTELO ANTES DO IMPACTO. (m/s)	VELOCIDADE APÓS IMPACTO $\Delta s = 10$ mm (m/s)	TEMPO DO INÍCIO DO EVENTO $t =$ (ms)	TEMPO DO FINAL DO EVENTO $t =$ (ms)	TEMPO TOTAL DO EVENTO $\Delta t =$ (ms)	F=m.dv/dt (kN)	ENERGIA DE IMPACTO (kJ)	ENERGIA APÓS IMPACTO (kJ)	ENERGIA ABSORVIDA PELO CORDÃO (kJ)	DESVIO PADRÃO
TEMP. AMBIENTE	ER 70S-6	25°	38°	4,8	4,3	8560	8579	0,019	5997,6	2,9	2,4	0,5	
	ER 70S-6	26°	36°	4,9	4,3	10753	10773	0,02	7663,3	3,0	2,3	0,7	2,8
	ER 70S-6	27°	37,5°	5,0	4,1	11810	11829	0,019	11428,9	3,1	2,1	1,0	
	ER 120-SG	37°	21°	4,8	4,1	7472	7489	0,017	9780,6	2,9	2,1	0,7	
	ER 120-SG	38°	25°	4,8	4,2	7587	7606	0,019	7237,7	2,9	2,3	0,6	1,4
PRÉ-AQUEC. 150°C	ER 120-SG	39°	32°	4,8	4,3	7711	7728	0,017	7445,9	2,9	2,3	0,6	
	ER 70S-6	31°	30°	4,9	4,3	7120	7139	0,019	7483,1	3,0	2,3	0,7	
	ER 70S-6	32°	31°	4,7	4,3	7174	7194	0,02	4726,3	2,8	2,4	0,4	2,7
	ER 70S-6	33°	32°	4,9	4,2	7234	7251	0,017	10099,3	3,0	2,2	0,8	
	ER 120-SG	43°	22,5°	5,0	4,2	6892	6910	0,018	11123,0	3,1	2,2	0,9	
	ER 120-SG	44°	20°	4,7	4,1	8476	8495	0,019	7391,6	2,8	2,2	0,6	2,3
	ER 120-SG	45°	24°	4,9	4,0	11049	11068	0,019	11670,3	3,0	2,0	1,0	

ANEXO C – DADOS DOS EXPERIMENTOS DE IMPACTO

Tabela 25 - Dados dos experimentos de impacto do aço ASTM_A572G50 (PW).

ENSAIOS DINÂMICOS JUNTA CORDÕES PARALELOS AO VETOR DE IMPACTO MATERIAL BASE: ASTM A572 G50 ÂNGULO DE LANÇAMENTO: 60° VELOCIDADE DE IMPACTO: 4,87 (m/s). Deslocamento $\Delta s = 10$ mm													
TEMP.	MATERIAL DE ADIÇÃO	Nº Exp.	ÂNGULO APÓS IMPACTO (°)	VELOCIDADE DO MARTELO ANTES DO IMPACTO. (m/s)	VELOCIDADE APÓS IMPACTO $\Delta s = 10$ mm (m/s)	TEMPO DO INÍCIO DO EVENTO t = (ms)	TEMPO DO FINAL DO EVENTO t = (ms)	TEMPO TOTAL DO EVENTO $\Delta t =$ (ms)	F=m.dv/dt (kN)	ENERGIA DE IMPACTO (kJ)	ENERGIA APÓS IMPACTO (kJ)	ENERGIA ABSORVIDA PELO CORDÃO (kJ)	DESVIO PADRÃO
PRÉ-AQUEC. 150°C	ER 70S-6	4°	32°	4,7	3,6	10700	10719	0,019	14590,8	2,8	1,6	1,2	
	ER 70S-6	5°	34°	4,6	3,5	11941	11960	0,019	14255,2	2,7	1,6	1,1	0,2
	ER 70S-6	6°	33,5°	0,0	0,0	0	0	0	0,0	0,0	0,0	0,0	
	ER 120-SG	16°	37°	4,7	3,9	8857	8878	0,021	9205,2	2,8	1,9	0,8	
	ER 120-SG	17°	31,5°	4,5	3,8	7999	8020	0,021	8912,4	2,6	1,8	0,8	1,1
	ER 120-SG	18°	31,5°	4,6	3,7	10516	10537	0,021	10922,4	2,7	1,7	1,0	
	ER 70S-6	10°	31°	4,8	3,8	7971	7992	0,021	12333,6	2,9	1,8	1,1	
	ER 70S-6	11°	31°	4,9	3,6	9353	9373	0,02	15879,8	3,0	1,7	1,4	2,1
	ER 70S-6	12°	31,5°	4,8	3,5	7617	7637	0,02	16173,4	2,9	1,5	1,3	
	ER 120-SG	22°	29°	4,7	3,8	7233	7255	0,022	9663,1	2,8	1,9	0,9	
	ER 120-SG	23°	28°	4,5	3,7	7595	7615	0,02	10785,6	2,6	1,7	0,9	0,6
	ER 120-SG	24°	33°	4,7	3,8	7506	7527	0,021	10532,4	2,8	1,8	0,9	

Tabela 26 - Dados dos experimentos de impacto aço ASTM_A572G50 (PW).

ENSAIOS DINÂMICOS JUNTA CORDÕES DE SOLDA TRANSVERSAIS AO VETOR DE IMPACTO MATERIAL BASE: ASTM A572 G50 ÂNGULO DE LANÇAMENTO: 60° VELOCIDADE DE IMPACTO: 4,87 (m/s). Deslocamento $\Delta s = 10$ mm													
TEMP.	MATERIAL DE ADIÇÃO	Nº Exp.	ÂNGULO APÓS IMPACTO (°)	VELOCIDADE DO MARTELO ANTES DO IMPACTO. (m/s)	VELOCIDADE APÓS IMPACTO $\Delta s = 10$ mm (m/s)	TEMPO DO INÍCIO DO EVENTO t = (ms)	TEMPO DO FINAL DO EVENTO t = (ms)	TEMPO TOTAL DO EVENTO $\Delta t =$ (ms)	F=m.dv/dt (kN)	ENERGIA DE IMPACTO (kJ)	ENERGIA APÓS IMPACTO (kJ)	ENERGIA ABSORVIDA PELO CORDÃO (kJ)	DESVIO PADRÃO
PRÉ-AQUEC. 150°C	ER 70S-6	28°	40°	4,8	4,1	9149	9169	0,02	7925,4	2,9	2,2	0,7	
	ER 70S-6	29°	38,5°	4,9	4,1	10148	10167	0,019	10046,8	3,0	2,1	0,9	3,1
	ER 70S-6	30°	38,5°	4,8	4,5	7066	7086	0,02	3992,9	2,9	2,5	0,4	
	ER 120-SG	40°	27°	4,6	4,1	6873	6892	0,019	6041,4	2,6	2,1	0,5	
	ER 120-SG	41°	29°	4,8	4,2	8052	8071	0,019	7440,6	2,9	2,3	0,6	1,8
	ER 120-SG	42°	20°	4,6	4,2	6791	6812	0,021	3954,0	2,6	2,3	0,4	
	ER 70S-6	34°	30°	4,7	3,9	8964	8983	0,019	10599,9	2,8	1,9	0,9	
	ER 70S-6	35°	30°	4,8	4,2	7337	7356	0,019	7646,2	2,9	2,2	0,7	2,9
	ER 70S-6	36°	32,5°	4,8	4,4	7918	7937	0,019	4822,5	2,9	2,5	0,4	
	ER 120-SG	46°	27,5°	4,7	4,3	7814	7834	0,02	5176,1	2,8	2,3	0,5	
	ER 120-SG	47°	27°	4,7	4,3	8750	8769	0,019	5439,2	2,8	2,3	0,5	1,3
	ER 120-SG	48°	31,5°	4,7	4,1	7616	7634	0,018	7529,2	2,8	2,2	0,6	

ANEXO D – PROJETO DO MARTELO DE IMPACTO

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° de elevação até um ângulo máximo de lançamento de 120°, 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°	1,28
30°	2,49
45°	3,75
60°	4,87
75°	5,76
90°	6,86
105°	7,60
120°	8,28

4° 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 diminuírem, 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]:

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

$$\frac{mv_0^2}{2} + m \cdot g \cdot h_0 = \frac{mv_1^2}{2} + m \cdot g \cdot h_1, \text{ portanto: } v_1 = \sqrt{2 \cdot g \cdot (h_0 - h_1)}$$

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.

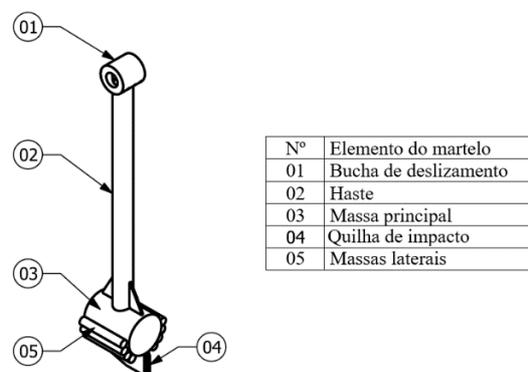


Figura 3: Elementos do martelo

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.

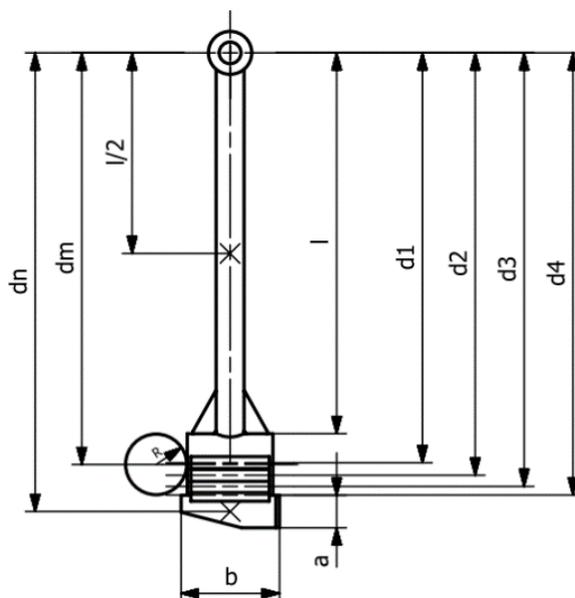


Figura 4: Cotas utilizadas

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

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 ³)	Massa (kg)	Momento de inércia (kg.m ²)
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 *
Somatório TOTAL		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]:

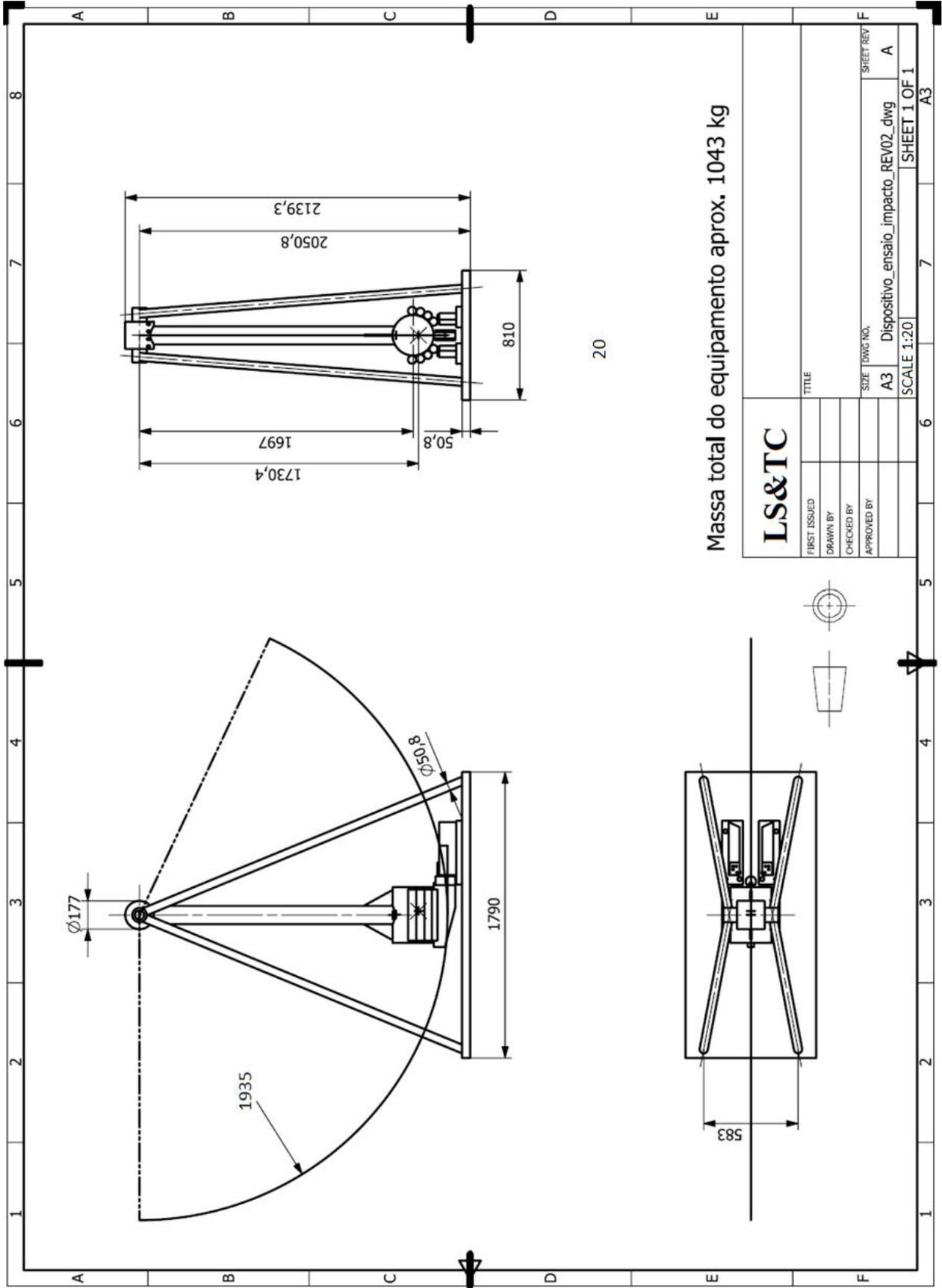
$$E_c = \frac{1}{2} \cdot mv^2$$

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

ENERGIA DE IMPACTO (kJ)						
Ângulo de lançamento	1º Experimento		2º	3º	4º	5º
	Experimental	Analítico	Experimento	Experimento	Experimento	Experimento
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.



Massa total do equipamento aprox. 1043 kg

20

