

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

RESISTÊNCIA AO IMPACTO ESTRUTURAL DE PERFIS SOLDADOS EM AÇOS
DE ALTA RESISTÊNCIA MECÂNICA

MARCO AURÉLIO DA ROSA KULMANN FILHO

Porto Alegre

2021

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

MARCO AURÉLIO DA ROSA KULMANN FILHO

RESISTÊNCIA AO IMPACTO ESTRUTURAL DE PERFIS SOLDADOS EM AÇOS
DE ALTA RESISTÊNCIA MECÂNICA

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

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Ivan Guerra Machado

Porto Alegre

2021

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

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

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Anderson Dal Molin (UFSM)

Prof. Dr. Alberto Moreira Guerreiro Brito (PPGE3M / UFRGS)

Prof. Dr. José Antonio Esmerio Mazzaferro (PROMECA / UFRGS)

Prof. Dr. Afonso Reguly
Coordenador do PPGE3M

Aos meus pais, Marco e Adriana e minha esposa, Luciana pelo incentivo e apoio incondicional.

AGRADECIMENTOS

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

À empresa Ciber Equipamentos Rodoviários pelo apoio no desenvolvimento desta pesquisa.

Aos professores do Laboratório de Soldagem & Técnicas Conexas (LS&TC): Prof. Dr. José Antônio Esmério Mazzaferro, Prof. Dr. Arnaldo Ruben Gonzalez e Prof^a. Dra. Cintia Cristiane Petry Mazzaferro.

Aos colegas do LS&TC: Doutor (Anderson Dal Molin); Doutorando (Alexandre Urbano Hoffmann); Técnico (Rafael Neponuceno).

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

RESUMO

É cada vez maior o uso de materiais de alta resistência na indústria. Entre eles, os aços de alta resistência e baixa liga (ARBL) se destacam como vantajosa solução em aplicações onde se requer redução de massa, aumento dos coeficientes de segurança nas estruturas e da carga útil nos veículos de transporte. Com isso, percebe-se a importância de se investigar questões relativas à soldagem, pois é uma das principais formas de união desses materiais. Em vista disso, este estudo tem como principal objetivo comparar o comportamento ao impacto estrutural, de perfis em “I” produzidos por soldagem envolvendo dois aços, ou seja, um aço estrutural tradicionalmente empregado em construções metálicas (ASTM A36) e um aço ARBL (EN 10149-2 S700MC). Os perfis em “I” foram soldados pelo processo a arco elétrico com proteção por gás e eletrodo (arame) consumível, usualmente denominado MAG (“*Metal Active Gas*”) ou GMAW (“*Gas Metal Arc Welding*”), com as juntas de filete produzidas por consumíveis que depositam metais de solda com grande diferença de resistência à tração e ductilidade (AWS ER 70S-6 e AWS ER 110S-G). Estes perfis em “I” foram fabricados com ambos metais base e de adição, sem e com enrijecedores (“reforços”). Para realização dos ensaios de impacto estrutural, um dispositivo foi desenvolvido exclusivamente para esta finalidade no Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas (LS&TC) da UFRGS. Os conjuntos soldados foram submetidos a esses ensaios e posteriormente analisados. Entre os principais resultados, destaca-se o comportamento dos conjuntos soldados produzidos com o aço S700MC, que apresentaram significativamente menores deformações, quando comparados aos conjuntos com ASTM A36. Porém, em todos os ensaios houve fratura junto ao metal de solda. Além disso, os enrijecedores atuam em geral de maneira eficaz, pois aumentam o momento de inércia do perfil “I” e conseqüentemente reduzem a flambagem da alma nas regiões onde são aplicados. No entanto, seu emprego transfere os esforços do ponto central onde ocorre o carregamento dinâmico para as regiões de apoio do conjunto soldado, resultando assim na flambagem local da alma próxima à mesa inferior do perfil em “I”. Com base nos resultados obtidos, para um conjunto soldado com as dimensões e carregamento testados, a combinação do metal base ASTM A36 com metal de adição ER70S-6 e reforços se mostrou mais adequada.

Palavras-chave: Soldagem. Impacto estrutural. Aço ARBL. Resistência mecânica.

ABSTRACT

The use of high-strength materials in the industry is increasing. Among them, high-strength low-alloy steels (HSLA) have stood out as an advantageous solution for lightweight applications, high safety coefficients in structures and increase in the payload for transport vehicles. Thus, there is a great need for studies in various areas related to them. Among them, welding stands out for being one of the main manner of joining these materials. Therefore, the main objective of this research is the comparative analysis of a widely used structural steel (ASTM A36) with a HSLA steel (EN 10149-2 S700MC), when subjected to dynamic loading of structural impact. During research development, welded assemblies were produced in the form of I-profiles with welded plates using consumables that deposit weld metals with great difference in tensile strength and ductility (AWS ER 70S-6 e AWS ER 110S-G). The welded assemblies were designed as fillet joints and welded through gas metal arc welding (GMAW). In addition, the assemblies were produced with both base varying filler metal and stiffening reinforcement conditions. To carry out the structural impact tests, a device was developed at the Welding and Related Techniques Laboratory (LS&TC) at UFRGS for this purpose. The welded assemblies were submitted to this test and later analysed. Among the main results, the behaviour of welded assemblies produced with S700MC steel stands out, which presented significantly lower deformations compared the assemblies with ASTM A36. However, all tests presented fracture on the welded joint. Furthermore, the application of stiffening reinforcement acts effectively increasing the moment of inertia of the I- profile and consequently reduce the buckling of the web at the area where they are applied. However, its application ends up transferring the efforts from the central point where the dynamic loading occurs to the support regions of the assemblies, thus resulting in a local buckling of the web close to the lower flange of the I-profile. Based on the results obtained, for a welded assembly with the tested dimensions and loading, the combination of base metal ASTM A36 with filler metal ER70S-6 and reinforcements proved to be more suitable.

Key words: Welding. Structural Impact. HSLA steel. Mechanical strength.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Processo básico de soldagem MAG.	24
Figura 2 - Notações para uma viga.	30
Figura 3 - Desenvolvimento da zona plástica em vigas sujeita a um momento fletor puro: (a) Seção transversal; (b) distribuição da tensão elástica; (c) distribuição de tensão elástica/plástica; (d) distribuição de tensão completamente plástica.....	32
Figura 4 - Viga simplesmente apoiada sujeita a uma carga concentrada no centro.	34
Figura 5 – Modelos de flambagem.	35
Figura 6 - Perfis de velocidade transversal para uma viga simplesmente apoiada (a) Primeira fase de movimento, $0 \leq t \leq \tau$. (b) Segunda fase de movimento, $\tau \leq t \leq T1$. (c) Terceira fase de movimento, $T1 \leq t \leq T$	38
Figura 7 – Dispositivo e robô utilizados na soldagem dos CS.....	43
Figura 8 - Dimensões do CS (perfil I) sem reforços.	45
Figura 9 - CS produzidos.....	45
Figura 10 - Conjuntos soldados (a) com e (b) sem reforços.....	46
Figura 11 – Ensaio líquido penetrante.....	47
Figura 12 - Macrofotografias das juntas soldadas.....	47
Figura 13 - Representação esquemática das regiões de verificação de dureza na solda de filete.	48
Figura 14 - Martelo de impacto.....	49
Figura 15 – Dispositivo de impacto. (a) Posicionamento câmera de alta velocidade, (b) Dispositivo de fixação dos CS.....	50
Figura 16 – Medição da extensão da fratura visível a olho nu.	51
Figura 17 - Dureza nas juntas soldadas. (a) Condição 01 (MB ASTM A36 e MA ER70S-6) e Condição 03 (MB ASTM A36 e MA ER110S-G) e (b) Condição 05 (MB S700MC e MA ER70S-6) e Condição 07 (MB S700MC e MA ER110S-G).....	53
Figura 18 - Ensaio líquido penetrante.	54
Figura 19 – Deformação mesa superior (a) e extensão da fratura (b).....	59
Figura 20 – Deformação da mesa superior de CS sem reforços.....	59
Figura 21 - Fraturas nos CS. (a) CS sem reforços, (b) CS com reforços.	59
Figura 22 – Deformação mesa inferior esquerda (a) e mesa inferior direita (b).	60
Figura 23 – Deformação na mesa inferior em CS com reforços.....	60
Figura 24 – Flambagem alma do perfil I (a) e reforços (b).	61

Figura 25 – Deformação devido à flambagem da alma nos CS. (a) Condição 01 e (b) Condição 02.	61
Figura 26 - Deformação devido à flambagem da alma nos CS. (a) Condição 05; (b) Condição 06.	62
Figura 27 - Flambagem dos reforços.	62
Figura 28 - Detalhamento do martelo de impacto	70
Figura 29 - Detalhamento dispositivo para ensaio de impacto estrutural	71

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Composição química em % dos aços ASTM A36 e S700MC.	41
Tabela 2 - Propriedades mecânicas dos aços ASTM A36 e S700MC.	42
Tabela 3 - Composição química dos metais de adição (% massa).	42
Tabela 4 - Propriedades mecânicas dos metais de adição (valores mínimos).....	43
Tabela 5 - Parâmetros de soldagem.	44
Tabela 6 - Condições de soldagem dos CS.	46
Tabela 7 - Energias de impacto.....	55
Tabela 8 – Conjuntos soldados antes e após ensaio.	55

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ARBL	Aço de alta resistência e baixa liga
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i> (Sociedade Americana de Testes e Materiais)
AWS	<i>American Welding Society</i> (Associação Americana de Soldagem)
CE	Carbono equivalente
CCEN	Corrente contínua eletrodo negativo
CCEP	Corrente contínua eletrodo positivo
CP	Corpo de prova
CS	Conjunto soldado
DBCP	Distância entre bico de contato e peça
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i> (Soldagem por arco elétrico com gás de proteção)
HSLA	High Strength Low Alloy
LAFUN	Laboratório de Fundição
LS&TC	Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas
IIW	<i>International Institute of Welding</i>
MA	Metal de adição
MB	Metal base
MS	Metal de solda
MIG / MAG	<i>Metal Inert Gas / Metal Active Gas</i>
ZAC	Zona afetada pelo calor
ZF	Zona fundida

LISTA DE SÍMBOLOS

B	Largura	mm
E	Energia de soldagem	J/mm
E	Módulo de Young	GPa
F	Força	N
h	Espessura da mesa	mm
H	Altura	mm
I	Corrente elétrica	A
I	Momento de inércia de área	mm ⁴
k	Curvatura do eixo longitudinal	mm
L	Distância	mm
m	Massa	kg
M	Momento fletor	N.m
M _o	Momento fletor máximo	N.m
M _y	Momento fletor no eixo y	N.m
p	Carga externa por unidade de comprimento	N/m
p ^c	Carga concentrada	N
p _c	Carregamento de colapso estático	N
p _o	Carregamento dinâmico	N
P _{cr}	Carga crítica de flambagem	N
Q	Força de cisalhamento	N
t	Espessura da alma	mm
t	Tempo	s
T	Tempo final	s
U	Tensão elétrica	V
v	Velocidade de soldagem	mm/s
V _o	Velocidade transversal uniforme	mm/s
x	Deformação	mm
w	Deformação transversal	mm
\dot{w}	Velocidade de deformação	m/s
α	Constante da mola	-
σ_o	Limite de escoamento	MPa
λ	Relação entre H, B, t e h	-

$\dot{\theta}$	Taxa de rotação	rad/s
ξ	Deformação longitudinal	mm
$\dot{\xi}$	Velocidade de deformação longitudinal	m/s
η	Razão entre p_o e p_c	-

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	15
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	18
2.1	MATERIAIS	18
2.1.1	AÇOS ESTRUTURAIS	18
2.1.2	AÇOS DE ALTA RESISTÊNCIA E BAIXA LIGA (ARBL)	19
2.1.3	PROCESSO DE FABRICAÇÃO DOS AÇOS ARBL	21
2.1.4	AÇO MICROLIGADO DE ALTA RESISTÊNCIA S700MC	22
2.2	UNIÃO DOS MATERIAIS PELO PROCESSO DE SOLDAGEM	22
2.2.1	RESISTÊNCIA DE JUNTAS SOLDADAS	28
2.3	TENSÕES EM VIGAS	29
2.3.1	TEOREMAS	32
2.3.1.1	TEOREMA DO LIMITE INFERIOR	32
2.3.1.2	TEOREMA DO LIMITE SUPERIOR	33
2.3.2	COLAPSO ESTÁTICO PLÁSTICO DE UMA VIGA SUJEITA A UMA CARGA CONCENTRADA.	33
2.4	FLAMBAGEM EM VIGAS	34
2.5	ENRIJECEDORES TRANSVERSAIS DE VIGA	36
2.6	IMPACTO ESTRUTURAL	36
2.6.1	VIGA SIMPLEMENTE APOIADA CARREGADA IMPULSIVAMENTE	37
2.6.2	PRIMEIRA FASE DO MOVIMENTO, $0 \leq t \leq T_1$	37
2.6.3	FASE FINAL DO MOVIMENTO, $T_1 \leq t \leq T$	39
3	MATERIAIS E MÉTODOS	41
3.1	CARACTERIZAÇÃO DO METAL BASE E DE ADIÇÃO	41
3.2	PROCEDIMENTO DE SOLDAGEM	43
3.3	CONFECÇÃO DOS CONJUNTOS SOLDADOS	44
3.4	ENSAIO DE IMPACTO	48

3.5	MEDIÇÃO DOS CONJUNTOS SOLDADOS	50
4	APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS.....	52
5	CONCLUSÕES	63
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	64
7	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	65
	ANEXO A:	70

1 INTRODUÇÃO

Há séculos o aço exerce um papel de notável e indiscutível relevância na engenharia, quando comparado aos demais materiais. Dentre os fatores responsáveis por possibilitar ao aço se tornar um material tão requisitado, destaca-se o amplo espectro de propriedades e características de desempenho favorável, obtidos a baixos custos, principalmente devido a grande disponibilidade do ferro na crosta terrestre (SILVA, MEI, 2010). A construção civil, bem como as indústrias aeronáuticas, automobilísticas, metalúrgicas e mecânicas em geral, foram fundamentais para estimular as siderúrgicas no processo enérgico de desenvolvimento de novos aços ultra-resistentes para aplicações em estruturas mais leves, capazes de conciliar um melhor nível de resistência com um aceitável nível de tenacidade e/ou ductilidade.

A busca por materiais de alta resistência vem se destacando na indústria como vantajosa solução para aplicações onde se requer diminuição de massa, aumento da carga útil ou aumento dos coeficientes de segurança para algumas estruturas. Tendo em vista seu alto limite de resistência, quando comparados aos aços estruturais tradicionalmente empregados, tal como ASTM A36, os aços de alta resistência e baixa liga (ARBL) tornam-se atraentes soluções para esta questão (SSAB TUNNPLAT, 2004).

No entanto, é necessário que se atente para a pura e simples substituição de aços tradicionalmente empregados por tais aços. Os aços ARBL possuem diferentes requisitos para a elaboração de certos projetos estruturais, nos quais três fatores preponderam: rigidez, flexão e fadiga. Para tais aplicações, a tecnologia de soldagem é de grande importância; entretanto ela acarreta alterações microestruturais localizadas e possível redução de algumas propriedades mecânicas. Portanto, entre outros fatores, aços de alta resistência devem possuir adequada “soldabilidade” — termo complexo e que envolve, entre outras, questões relacionadas com a junta soldada alcançar resistência mecânica e ductilidade especificadas, baixa suscetibilidade a diferentes tipos de descontinuidades, etc. (adaptado de YILDIRIM et al., 2015; PRASAD et al., 2008).

A crescente exigência de otimização dos projetos estruturais empregando aços ARBL, demanda estudos em várias áreas relacionados a estes materiais, sendo exemplar a questão dos efeitos da soldagem como processos de fabricação.

Sem nenhuma dúvida, diversas questões são importantes com relação ao comportamento em serviço (sob carga) das estruturas metálicas soldadas. Entre elas enquadram-se a resposta aos carregamentos estático ou quase estático e às cargas cíclicas de fadiga, cuja ação somada aos efeitos provocados pela soldagem, poderão produzir falhas catastróficas de alguns dos seus componentes ou do todo (adaptado de ZHANG et al., 2014), sendo que é relativamente abundante a literatura a respeito destes assuntos.

Porém, um problema raramente abordado — pelo menos em publicações técnicas e científicas não restritas ao público em geral —, relaciona-se ao comportamento de estruturas soldadas quando submetidas a impacto estrutural, (ANDRADE, L. G. C. e MACHADO, I. G., 2017; ANDRADE, L. G. C., 2018; DAL MOLIN, A., 2020; DAL MOLIN, A. and MACHADO, I. G., 2020),

Portanto e dando continuidade a uma linha de pesquisa estabelecida, este trabalho tem como objetivo analisar comparativamente perfis em “I” fabricados por soldagem (com e sem enrijecedores, ou “reforços”), quando eles são submetidos a carregamentos dinâmicos de impacto estrutural, utilizando-se para isto um aço estrutural tradicionalmente empregado em construções metálicas (ASTM A36) e um aço ARBL (EN10149-2 S700MC). Para a soldagem foram utilizados metais de adição que produzem cordões de solda com grandes diferenças nos limites de resistência à tração e de escoamento, além de ductilidade e dureza (AWS ER 70S-6 e AWS ER 110S-G).

Também é importante ser devidamente esclarecido, que o ensaio aqui referido (“impacto estrutural”) é realizado sobre parte significativa do conjunto soldado (com as juntas no estado “*como soldado*”), empregando-se energias de impacto relativamente elevadas (maiores do que 8 kJ), sendo virtualmente diferente e com objetivo distinto de um ensaio que visa mensurar a energia absorvida no impacto por um relativamente pequeno “corpo de prova” retirado do material (tal como Charpy-V, por exemplo).

Então, as seguintes principais etapas foram vencidas para se alcançar os objetivos deste trabalho:

1. Produção de perfis em “I” com e sem enrijecedores soldados sobre os dois aços mencionados e metais de adição descritos.

2. Observação de algumas propriedades mecânicas e metalúrgicas das juntas soldadas (macrografias, dureza, etc) sobre os perfis em “I”.
3. Realização de ensaios de impacto estrutural nestes perfis em “I” para cada situação e identificação dos efeitos sobre as suas juntas soldadas.
4. Medições e análises das deformações produzidas (incluindo flambagens) e fraturas resultantes devido aos ensaios de impacto.
5. Conclusões baseadas nos resultados obtidos.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 MATERIAIS

O aço é a mais versátil e a mais importante das ligas metálicas. Ele é produzido em uma grande variedade de tipos e formas, cada qual atendendo eficientemente a uma ou mais aplicações. Esta variedade é decorrente da necessidade de contínua adequação do produto às exigências de aplicações específicas que vão surgindo no mercado, seja pelo controle da composição química, seja pela garantia de propriedades específicas ou, ainda, na forma final (chapas, perfis, tubos, barras, etc.).

2.1.1 AÇOS ESTRUTURAIS

Os aços estruturais normalmente são aços carbono ou com pequenas quantidades de elementos de liga. Nesse grupo, encontra-se o aço ASTM A36 que é largamente empregado na indústria. Em função da significativa expansão do uso de aços estruturais, torna-se necessário aumentar os níveis de segurança e confiabilidade operacional em estruturas metálicas. Os objetivos são: redução de custos, aumento da eficiência operacional e, mais importante, a redução de acidentes causadores de danos às estruturas e/ou potencialmente perigosos às pessoas.

No caso, por exemplo, de aços para aplicações estruturais, através de especificações das mais diversas, estes devem apresentar como principais requisitos:

- (i) Relativamente elevada razão entre limite de resistência e limite de escoamento, ductilidade e homogeneidade;
- (ii) Relativamente alto limite de escoamento e tenacidade;
- (iii) Relativamente boa soldabilidade e suscetibilidade de corte por chama, sem excessivo endurecimento;
- (iv) Relativamente boa conformabilidade e baixo custo, além de razoável resistência à corrosão, sendo possível o seu uso tanto na construção civil, em estruturas fixas de grande porte, como edifícios ou pontes, quanto em estruturas móveis, como veículos de transporte, equipamentos ferroviários, navais e aeronáuticos, etc. (parcialmente de CHIAVERINI, 2012).

Assim, em função das suas resistências e aplicações, os aços estruturais podem ser classificados como: aços ao carbono; aços liga; aços de alta liga; aços de

alta resistência (aços de alta resistência e baixa liga ARBL (*HSLA: High Strength Low Alloy*); aços de ultra-alta resistência (*UHSS: Ultra-High Strength Steels*); aços avançados de alta resistência (*AHSS: Advanced High Strength Steels*).

Paralelamente ao desenvolvimento de novas metodologias de avaliação de integridade estrutural, tais requisitos têm estimulado rapidamente a utilização de aços ARBL como uma maneira eficaz para a utilização em estruturas sujeitas a maiores cargas e operando com menor peso e menores custos construtivos. (ASM INTERNATIONAL, 1990; MAGNABOSCO e ROSSETO, 2003).

2.1.2 AÇOS DE ALTA RESISTÊNCIA E BAIXA LIGA (ARBL)

Aços ARBL foram desenvolvidos pela indústria do aço e atualmente atendem diversos setores industriais como o automobilismo e o de estruturas, devido ao seu elevado limite de resistência, boa tenacidade a baixas temperaturas, boa conformabilidade e boa soldabilidade, entre outros fatores, devido ao baixo carbono equivalente. É diversificado o uso de aços de ARBL na indústria, podendo-se citar exemplos tais como guindastes, chassis de implementos rodoviários e na indústria automobilística.

Então, estes aços são definidos como aqueles em que:

- (i) O máximo especificado para os elementos de liga excede um ou mais dos seguintes valores (% em massa): manganês 1,65%; silício 0,6% e cobre 0,6%;
- (ii) É necessário ser especificado concentração mínima dos elementos químicos alumínio, molibdênio, níquel, titânio, tungstênio, vanádio ou zircônio. (adaptado de LINNERT, 1994).

Os ARBL têm um teor de carbono entre 0,05% e 0,25% visando proporcionar relativamente adequadas conformabilidade e soldabilidade; além de baixos teores de elementos de liga como nióbio, vanádio, titânio, entre outros, que lhe conferem maior resistência mecânica e, em algumas situações, maior resistência à corrosão que os aços ao carbono laminados. Nas últimas décadas, aços de alta resistência vêm sendo extensivamente desenvolvidos e utilizados em componentes que antes utilizavam aços com médio teor de carbono, tendo como intuito obter melhores propriedades como soldabilidade, tenacidade, resistência ao desgaste, além de baixo custo (ASM INTERNATIONAL, 2008).

A classificação dos aços ARBL é bastante genérica, e por vezes é mal-entendida devido aos vários padrões e tipos de propriedades. A literatura sugere as seguintes categorias principais (adaptado de SILVA e MEI, 2010; ASM INTERNATIONAL, 2008):

(i) aços patináveis ou resistentes às intempéries, os quais contêm pequenas quantidades de elementos de liga como cobre e fósforo, que melhoram a resistência à corrosão atmosférica e que favorecem o endurecimento por solução sólida do material;

(ii) aços microligados ferríticos-perlíticos, que contêm pequenas concentrações de elementos formadores de carbonetos e carbonitretos, tais como nióbio, vanádio e/ou titânio, que favorecem o endurecimento por precipitação e por refino do tamanho de grão do metal. Adições de teores específicos de vanádio, nióbio, manganês, nitrogênio, titânio, ou combinação desses elementos gerou diferentes subcategorias de aços microligados, de acordo com o(s) elemento(s) incorporados(s) na composição química. Outros aços microligados também são classificados de acordo com os níveis de propriedades mecânicas;

(iii) aços laminados perlíticos, que podem incluir os aços carbono-manganês e podem conter outros elementos de liga em pequenos teores para melhorar a resistência, tenacidade, conformabilidade e soldabilidade;

(iv) aços com microestrutura de ferrita acicular, que possuem baixa concentração de carbono (menor do que 0,08%) e adequadas combinações de alto limite de escoamento, soldabilidade, conformabilidade e tenacidade;

(v) aços bifásicos, com microestrutura de martensita dispersa em matriz ferrítica, que proporciona adequada combinação de ductilidade e alta resistência à tração;

(vi) aços com forma controlada das inclusões, que apresentam adequada ductilidade e tenacidade por meio da adição de pequenos teores de cálcio, zircônio, titânio ou elementos de terras raras que formam pequenas inclusões esféricas de sulfetos;

(vii) aços resistentes à fragilização induzida (ou a trincas induzidas) pelo hidrogênio, que possuem baixo teor de carbono e controle da forma das inclusões.

2.1.3 PROCESSO DE FABRICAÇÃO DOS AÇOS ARBL

Com a intenção de melhorar as propriedades mecânicas nos aços ARBL, três métodos principais podem ser utilizados:

- (i) Adição de elementos de liga: A adição de elementos de liga como nióbio, vanádio e titânio, possibilita ao aço possuir baixa concentração de carbono e manganês na sua composição o que, associado com tratamentos termomecânicos, garantem o refino do grão e precipitação controlada de carbonitretos. Essas interações possibilitam a obtenção de maiores níveis de limite de escoamento pela ação do endurecimento por precipitação, por refino de grão e por solução sólida (MOHRBACHER, 2010; GALLEGRO et al., 2005; DEARDO, 1998).
- (ii) Laminação controlada: esse processo tem por objetivo aumentar a resistência mecânica dos laminados, melhorando a tenacidade sem degradação da soldabilidade. O fato da laminação definir as propriedades finais do produto faz com que os parâmetros do processo devam ser controlados com rigor, uma vez que é necessário aplicar passes de laminação de forma coordenada com a evolução da temperatura do laminado. A laminação a quente, envolve a aplicação de métodos de processamento, como a laminação controlada, que propiciam o aumento do limite de escoamento de até 700 MPa, o uso de uma baixa quantidade de elementos de liga e melhores valores de resistência ao impacto, características estas obtidas pelo refino de grão do componente (ASM INTERNATIONAL, 2008).
- (iii) Têmpera direta: é um processo de tratamento térmico para aumentar a dureza e a resistência dos aços. A têmpera tem duas etapas: aquecimento e esfriamento rápido. O aquecimento tem como objetivo obter a organização dos cristais do metal, numa fase chamada austenitização. O esfriamento brusco visa obter a estrutura martensita.

Em princípio, desde que haja compatibilidade entre as evoluções de temperatura da laminação a quente e do tratamento térmico, pode-se pensar em unir esses dois processos num só, dando origem ao tratamento termomecânico.

O tratamento termomecânico ocorre em três etapas: (i) esboçamento ou laminação em alta temperatura (acima de 950°C), o qual propiciará a recristalização

plena da austenita entre os passes de laminação; (ii) resfriamento da chapa de aço com jatos de água, etapa esta que promove a transformação da austenita a menores temperaturas, onde a nucleação dos novos grãos de ferrita é acelerada refinando o tamanho do grão; (iii) laminação de acabamento em temperatura abaixo de 950°C, sendo que nesta etapa não há recristalização da austenita entre os passes. Por vezes, pode-se fazer uso de uma etapa intermediária de espera a qual produz uma microestrutura mais homogênea (GORNÍ et al, 2009).

2.1.4 AÇO MICROLIGADO DE ALTA RESISTÊNCIA S700MC

O aço S700MC pertence à classe dos aços microligados de alta resistência. Este é um aço estrutural laminado de forma controlada que possui adequada tenacidade e soldabilidade, além de adequado comportamento ao dobramento.

O material ARBL S700MC, por ser classificado como um aço microligado, possui composição química que inclui elementos tais como nióbio, vanádio e titânio, mantendo-se baixo o teor de carbono, que interfere diretamente no refinamento da austenita, soldabilidade e ductilidade do material (adaptado de ZHANG et al., 2014; PAVLINA et al., 2015; PAMNANI et al., 2015).

Seguindo a norma DIN EN 10149-2 (2005), a resistência dos aços da classe S deriva de sua denominação: o número é o limite mínimo da tensão de escoamento, ou seja, para o S700MC a tensão de escoamento deve ser no mínimo 700 MPa. Este aço é empregado em diversas aplicações que possuam como objetivo elevar a resistência mecânica, diminuindo o peso das estruturas ao mesmo tempo em que elas possam suportar cargas mais elevadas (NATHAN et al., 2015; SSAB TUNNPLAT, 2004).

2.2 UNIÃO DOS MATERIAIS PELO PROCESSO DE SOLDAGEM

A American Welding Society (AWS), define como processo de soldagem o “procedimento de união de materiais usados a fim de obter coalescência localizada de metais e não-metais, produzida por aquecimento até uma temperatura adequada, com ou sem a utilização de pressão e/ou material de adição”. As aplicações de soldagem são tão variadas e extensas que não seria exagerado dizer que não existe uma indústria de metal e nenhum ramo de ciência de engenharia que não faça uso de solda de uma forma ou de outra. (MODENESI et al., 2012; WAINER et al., 2004).

Os métodos típicos para a união dos materiais podem ser divididos em duas categorias. O primeiro baseado na ação de forças macroscópicas, como as uniões rebitadas e parafusadas, onde a resistência da junta é afetada pelas tensões cisalhantes e forças de atrito entre as superfícies que se encontram em contato. O segundo método de união baseia-se em forças microscópicas conseguidas pela ligação entre átomos e moléculas, ou através da inserção de um material. Destaca-se neste tipo de união a brasagem, colagem e soldagem, sendo este último o grupo mais relevante devido ao largo emprego dentro da indústria fabril (MACHADO, 1996; MODENESI et al., 2012; NATHAN et al., 2015).

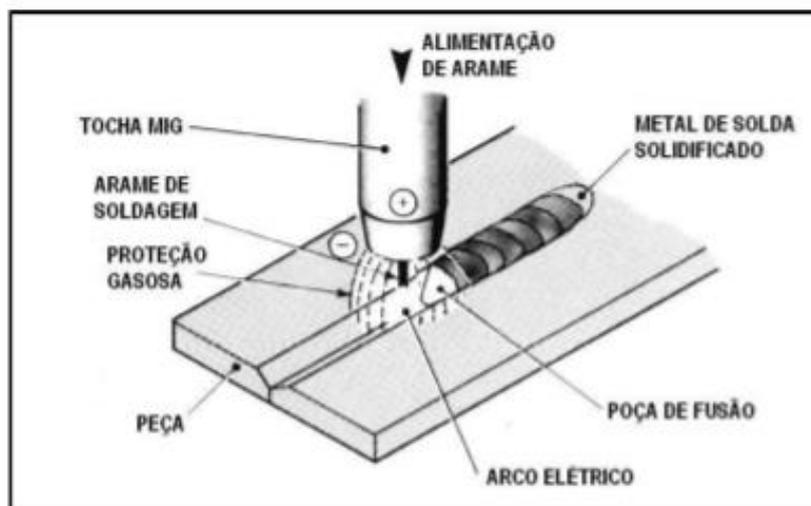
Atualmente, com o desenvolvimento das engenharias e processos de fabricação, é crescente a utilização do método de soldagem que requer maior responsabilidade e segurança de componentes, deste modo evitando incidentes e perdas econômicas (MOREIRA, 2008; SHI et al., 2008).

O processo mais utilizado na indústria de fabricação atualmente é a soldagem por arco elétrico com atmosfera de proteção gasosa e eletrodo consumível, também conhecido como GMAW (“*Gas Metal Arc Welding*”) ou MIG/MAG (“*Metal Inert Gas/Metal Active Gas*”). Neste caso, um arco elétrico é estabelecido entre a peça e um consumível na forma de arame. O arco funde continuamente o arame à medida que este é alimentado na poça de fusão. O metal de solda é protegido da atmosfera pelo fluxo de gás (ou mistura de gases) inerte ou oxidante. (MACHADO, 1996; IBRAHIM et al., 2012).

Os gases de proteção utilizados no MIG/MAG (doravante aqui referido somente como MAG) possuem a função de evitar a contaminação do metal fundido que se encontra em transferência, além de resguardar a poça de fusão através do seu contato com os gases da atmosfera. O gás de proteção, como meio ionizante, confere estabilidade ao arco, que permite o controle da transferência do metal de adição e do consumo de eletrodo, assim como a adequada fusão do metal base (SCOTTI et al., 2008; MODENESI et al., 2012).

Na indústria de fabricação de implementos rodoviários, o processo MAG é mais comumente utilizado, tendo o CO₂ como gás de proteção. A Figura 1 mostra o funcionamento básico do processo de soldagem MAG.

Figura 1 – Processo básico de soldagem MAG.



Fonte: ESAB/BR, 2005.

O MAG dispõe de algumas vantagens quando comparado com outros processos de soldagem, como por exemplo o de eletrodo revestido, arco submerso e TIG (*Tungsten Inert Gas*), dentre as quais é importante citar: (i) as relativamente elevadas taxa de fusão (do arame/eletrodo) e velocidade de soldagem; (ii) o pequeno comprimento do arame após o bico de contato elétrico (entre cerca de 8 a 25 mm), que permite elevada densidade de corrente elétrica sem afetar a rigidez do eletrodo quando ele é aquecido; (iii) a alimentação contínua do consumível (arame), o que possibilita maior produtividade do processo; (iv) por fim, a facilidade de operação e execução do processo promove a este versatilidade, podendo ser executado em toda e qualquer direção (adaptado de ESAB, 2005; SCOTTI et al., 2008).

Dentre as desvantagens do processo MAG encontram-se: (i) elevada emissão de luz e calor (fato comum a todos os processos a arco elétrico); (ii) necessidade de correta regulagem dos parâmetros de soldagem para estabilizar o arco elétrico. A regulagem da corrente elétrica afeta diretamente o arco elétrico estabelecido. Correntes baixas dificultam a manutenção do arco, por sua vez, correntes elevadas, combinadas com o aumento do diâmetro do eletrodo, facilitam a propagação de salpicos, além de gerar perturbações no gás de proteção, fazendo com que ele não desempenhe seu papel de forma satisfatória (SCOTTI et al., 2008).

Considera-se como parâmetro de soldagem toda a variável que possa vir a alterar as características do cordão de solda. Pode-se dividir as variáveis de soldagem do processo a arco em quatro grupos básicos (MACHADO, 1996; MOREIRA, 2008; IBRAHIM et al., 2012):

- Variáveis fixas ou pré-determinadas: características do metal base (tipo e espessura), consumível (tipo e bitola), tipo de junta, geometria do cordão e propriedades requeridas para o metal de solda;
- Variáveis primárias: corrente elétrica (tipo e intensidade), tensão e velocidade de soldagem;
- Variáveis secundárias: extensão do eletrodo e posicionamento da tocha em relação à peça;
- Outras variáveis: processo de soldagem, tipo de equipamento, projeto da junta soldada, técnica de soldagem, tipo e diâmetro do eletrodo, fluxo, gás, entre outras.

O processo MAG utiliza fonte de corrente contínua eletrodo polaridade positiva (CCEP), tendo como intuito melhorar a penetração e estabilidade do arco elétrico. Quando há necessidade de grande deposição de material, poderá ser usado eletrodo com polaridade negativa (CCEN) aumentando assim, a velocidade de deposição, mas o arco elétrico torna-se mais instável e é rara esta aplicação. O controle da taxa de fusão do eletrodo é influenciado pela intensidade de corrente do arco, dependendo este da espessura das peças a serem soldadas, do diâmetro do eletrodo e características do cordão de solda. Para a obtenção de um cordão de solda satisfatório, além do ajuste de corrente do arco, é necessário controlar outros parâmetros, como tensão, comprimento do arco elétrico, velocidade de alimentação do eletrodo, inclinação da pistola, fluxo e tipo de gás, entre outros.

A tensão e comprimento do arco são dois dos parâmetros importantes que caracterizam o cordão de solda e relacionam-se entre si e a outros parâmetros secundários, em que a tensão depende do comprimento do arco, do tipo e diâmetro do eletrodo e do gás de proteção utilizado. Por conseguinte, todos estes influenciam no modo de transferência do material fundido. No processo em que os parâmetros citados acima são mantidos constantes, um aumento de tensão no arco elétrico causará aumento da largura, diminuição da altura e redução de penetração do cordão de solda. Em contrapartida, uma tensão de solda elevada ocasiona excessos de salpicos e defeitos como mordedura (ESAB, 2005; MOREIRA, 2008).

Outro importante parâmetro a ser observado é a intensidade da corrente de soldagem. Se forem mantidas constantes todas as demais variáveis de soldagem, um aumento na corrente de soldagem irá causar aumento na taxa de deposição e

consequentemente aumento na profundidade e largura do cordão de solda. (MACHADO, 1996; MOREIRA, 2008; MODENESI et al., 2012; IBRAHIM et al., 2012).

Por fim, a velocidade de soldagem também deverá ser considerada, a qual é definida como a velocidade de deslocamento do arco elétrico ao longo do comprimento da junta soldada. Conforme ocorre o aumento da velocidade, haverá também a diminuição da penetração, da largura e da altura do cordão. A redução da largura e penetração do cordão de solda estão associados com a redução da energia de soldagem devido ao aumento da velocidade. Em contrapartida, a redução da altura do cordão é resultante da diminuição de deposição do material de adição devido ao aumento da velocidade de avanço da pistola (MOREIRA, 2008; IBRAHIM et al., 2012).

Cinco são os fatores que devem ser considerados no estudo da transferência de calor em uniões soldadas (MACHADO, 2000; WAINER et al., 2004):

- Aporte de energia ou de calor à junta soldada (insumo de calor ou energia);
- Rendimento térmico do arco elétrico;
- Distribuição e picos de temperatura durante a soldagem (ciclo térmico);
- Tempo de permanência em elevadas temperaturas;
- Velocidade de resfriamento da zona soldada.

A maioria dos processos de soldagem por fusão são caracterizados pela utilização de fonte de calor intensa e localizada. Na soldagem a arco elétrico é usual densidade de potência da ordem de 5×10^8 W/m² concentrada em pequenas regiões, que geram elevados gradientes térmicos (10^2 a 10^3 °C/mm) e variações bruscas de temperatura (até 10^3 °C/s), que influenciam a estrutura cristalina e, por conseguinte, as propriedades mecânicas finais do material soldado (WAINER et al., 2004).

O calor gerado na poça de fusão e suas cercanias é dissipado por condução pela peça e, em menor proporção, para o ambiente. Na soldagem por arco elétrico é usual considerar-se apenas ele como fonte de calor, sendo a “energia de soldagem” definida como a quantidade de energia fornecida à peça por unidade de comprimento do cordão de solda (J/mm). Considerando-se rendimento térmico de 100%, a “energia nominal de soldagem” é expressa pela Equação 1.

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

onde “U” se refere à tensão de soldagem (V); “I” à intensidade da corrente elétrica de soldagem (A) e “v” à velocidade linear de soldagem (mm/s).

A energia assim produzida provoca, em qualquer ponto da junta soldada ou do metal base, um “ciclo térmico” (tempo *versus* temperatura) que é composto por três etapas: (i) a primeira corresponde ao aquecimento do material no início do processo; (ii) em seguida é atingida a temperatura máxima do ciclo; (iii) por fim, a etapa de resfriamento gradual até atingir a temperatura ambiente (WAINER et al., 2004).

De acordo com Shi et al. (2008) citando Wang (1990), o processo de soldagem envolve muitos fenômenos metalúrgicos como, fusão, transformações microestruturais, deformações e tensões de contração. É constatado que, além de influenciar nas propriedades mecânicas dos aços, os elementos de liga interferem diretamente nas propriedades das uniões soldadas. Usualmente, a presença de elementos de liga diminui a taxa de decomposição da austenita durante o processo de soldagem, favorecendo a ocorrência desta transformação em temperaturas mais baixas.

De forma geral, as juntas soldadas possuem três diferentes regiões, metal base inalterado (MB), zona fundida (ZF) e zona afetada pelo calor (ZAC). A ZF reproduz em pequena escala todos os fenômenos que normalmente ocorrem durante a fusão e a solidificação das ligas metálicas, com as suas consequências nas características mecânicas e metalúrgicas, enquanto a ZAC é a parte não fundida do metal base que teve a sua microestrutura — mudanças de fases, morfologia e tamanho dos grãos etc — alteradas pelo ciclo térmico de soldagem.

À medida em que a tecnologia dos aços evoluiu a partir do século XX, buscou-se composições químicas que proporcionaram boa tenacidade aliada à boa resistência e que fossem relativamente fáceis de serem soldadas, características essenciais dos aços estruturais. O controle da microestrutura foi conseguido através da redução do teor de carbono e acréscimo de elementos de liga. Possivelmente, a primeira área que sentiu a necessidade de correlacionar a morfologia presente na microestrutura com as propriedades mecânicas foi nos metais depositados por soldagem. Diante disso, o estudo das transformações que ocorrem em meio ao ciclo térmico de soldagem, assim como a previsão da microestrutura e propriedades obtidas, é uma importante área dentro da metalurgia a ser estudada e conhecida (adaptado de WAINER et al., 2004).

A elevada resistência mecânica e relativamente alta tenacidade que caracterizam aços estruturais são atributos difíceis de serem obtidos em juntas soldadas. De uma forma geral, dois são os mecanismos efetivos para aumentar a

tenacidade da ZAC dos aços, a saber: (i) controle do crescimento de grão austenítico (refino de grão) especialmente em regiões onde a temperatura é elevada, obtida por meio da adição de pequenos teores de Nb, V e Ti; (ii) transformações de fases no resfriamento pela nucleação da ferrita nos contornos de grãos austeníticos (ferrita intragranular), o qual reduz e muda a trajetória livre de trincas e, conseqüentemente, aumenta a energia absorvida na fratura (BHADESHIA, 2001). Basicamente, as transformações de fases que ocorrem pela nucleação e crescimento de grão, controlam a formação da ferrita, cementita e perlita, sendo estas constituintes extremamente importantes em dois aspectos (TOTTEN, 2007):

- Definem a morfologia, tamanho e fração volumétrica destas fases, quando formadas. Portanto, determinam, em grande parte, as propriedades físicas e mecânicas.
- Quando as transformações não ocorrem, abre-se a possibilidade de formação de fases não previstas pelo equilíbrio, formadas por mecanismos mais complexos. Estas fases são a base para a obtenção das propriedades dos aços empregados em construção mecânica.

As morfologias da ferrita, que se formam durante a decomposição da austenita, foram originariamente classificadas por Dubé como: grãos de ferrita alotriomorfa, Widmanstätten e idiomorfa. Em temperaturas inferiores à de transformação austenítica são destacadas a formação de perlita, bainita e martensita. (TOTTEN, 2007).

2.2.1 RESISTÊNCIA DE JUNTAS SOLDADAS

A resistência de juntas soldadas pode ser analisada por vários métodos e teorias sendo os principais: (i) teoria da elasticidade ou método da tensão admissível, onde de forma geral considera-se uma tensão definida abaixo da tensão de escoamento do material e calcula-se as cargas e tensões para que este limite não seja excedido. Também caracterizado por utilizar um único fator de segurança aplicado à tensão admissível; (ii) método do estado limite onde se prevê um número de estados, sendo que um deles pode ser o estado limite final, onde as cargas são fatoradas prevendo-se quando a estrutura entrará em colapso ou estado limite de manutenção que se baseiam não só nas cargas bem como no comportamento da estrutura, são aqueles que afetam os proprietários ou usuários de uma construção, como deflexões, estáticas ou dinâmicas. Além de ser também aqueles que requerem atenção em programas de

manutenção, como corrosão, desgaste e abrasão, danos acidentais e trincas por fadiga; (iii) teoria da plasticidade é um particular exemplo do método do estado limite, porém devido ao seu emprego e relevância na conformação de materiais é tratado com destaque. Este último método também é de particular importância aos engenheiros de soldagem porque o conceito requer alta integridade de juntas soldadas em termos de continuidade e ductilidade. (HICKS, 2000; MACHADO, 2011, MACHADO, 2013)

Por sua vez, o carbono Equivalente (CE) é um parâmetro empírico conhecido por apresentar simples indicativo de soldabilidade dos aços e ferros fundidos, existindo fórmulas que melhor se adequam para diferentes “famílias” de metais base. Trata-se de um conceito numérico adotado para avaliar como a composição química indica o equivalente valor da concentração de carbono que induz um mesmo nível de "temperabilidade" na ZAC, em decorrência da condição de fabricação imposta. O conceito foi proposto por Dearden e O'Neill (1940) e caracteriza-se por ser uma interessante e útil ferramenta para a avaliação da tendência de serem geradas trincas induzidas pelo hidrogênio na ZAC (LANCASTER, 1999).

Uma das mais empregadas fórmulas é a do International Institute of Welding (IIW), com o carbono equivalente calculado pela Equação 2 para aços que se enquadrem nos limites de composição química propostos por aquele Instituto.

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

2.3 TENSÕES EM VIGAS

Muitos materiais dúcteis usados na prática de engenharia têm uma capacidade de reserva considerável além da condição de escoamento inicial. Essa resistência de reserva pode ser utilizada em um projeto estrutural para fornecer uma estimativa mais realista do fator de segurança contra falhas de várias cargas extremas.

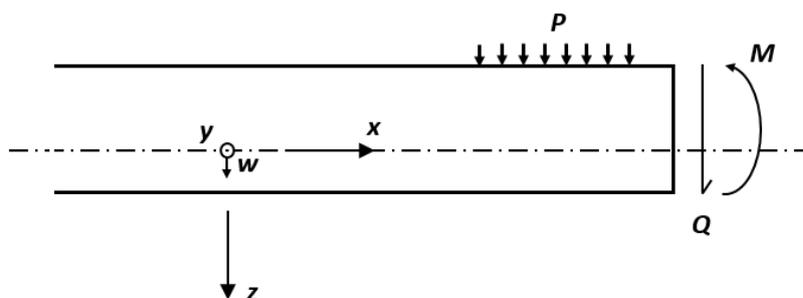
Nesse sentido, materiais dúcteis podem ser idealizados como perfeitamente plásticos. Essa simplificação permite que as principais características e os recursos gerais da resposta estrutural sejam obtidos de maneira simples para muitos casos práticos importantes (SZULADZINSKI, 2010).

As cargas de colapso estático previstas por métodos simplificados geralmente fornecem boas estimativas dos valores experimentais correspondentes. De fato, os códigos de projeto em várias indústrias agora permitem o uso da teoria da plasticidade para o projeto de várias estruturas e componentes.

Contudo, às vezes é necessário um esforço considerável para obter a carga de colapso exata de uma viga que é submetida a uma forma mais geral de carga. Assim, os teoremas dos limites inferior e superior do colapso plástico se mostram muito úteis. Esses teoremas fornecem um procedimento simples, porém rigoroso, para limitar a carga exata de colapso plástico de uma viga que é submetida a qualquer forma de carga externa.

As vigas são definidas como elementos estruturais com um comprimento grande em comparação com a largura e altura correspondentes. Observa-se nessa circunstância que as tensões de cisalhamento laterais ou transversais são pequenas em comparação com as tensões axiais ou longitudinais. Além disso, é razoável substituir a distribuição real de força através da profundidade de uma viga por uma força de cisalhamento lateral (ou transversal) Q e um momento fletor M , como mostrado na Figura 2. O campo de deformação real é então descrito em termos da mudança de curvatura do eixo longitudinal. Essas premissas levam a consideráveis simplificações nas análises e são usualmente incorporadas na teoria de engenharia das vigas elásticas (TIMOSHENKO, 1970; JONES, 1997). Foi demonstrado por HODGE (1959) que essas aproximações também são aceitáveis para o comportamento de vigas perfeitamente plásticas.

Figura 2 - Notações para uma viga.



Fonte: Adaptado de JONES (1997)

As equações de equilíbrio de momento e força lateral (Equação 3 e 4) para a viga na Figura 2 são, respectivamente:

$$dM/dx = Q \quad (3)$$

$$dQ/dx = -p \quad (4)$$

Quando a resposta é independente do tempo e onde “p” é a carga externa por unidade de comprimento, a mudança correspondente na curvatura do eixo longitudinal (k) segue a Equação 5.

$$k = -d^2w/dx^2 \quad (5)$$

sendo $dw/dx \ll 1$.

Considere-se uma viga sujeita a um momento de flexão puro M, como na Figura 3 (a). Inicialmente, a distribuição da tensão na profundidade dessa viga é linear como mostrado na Figura 3 (b), de modo que a correspondente relação M-k também é linear. Se o momento fletor aplicado (M_y) for aumentado além da magnitude do limite de escoamento do material (σ_o), tem-se a Equação 6.

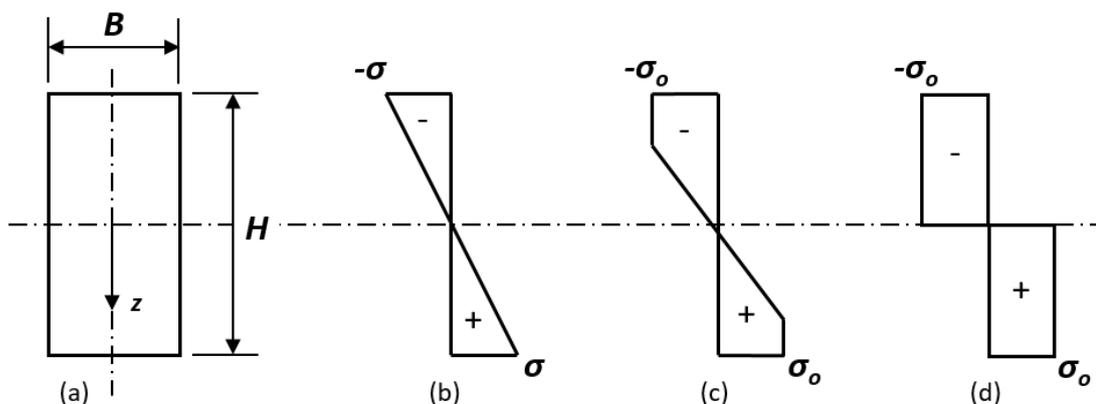
$$M_y = 2I\sigma_o/H = \sigma_oBH^2/6 \quad (6)$$

Com “I” representando o segundo momento de inércia de área da seção transversal da viga.

Então, o escoamento ocorre nas zonas externas, como indicado na Figura 3 (c), enquanto a relação M-k associada se torna não linear. O momento de flexão aplicado pode ser aumentado ainda mais, até que toda a seção transversal ceda plasticamente e a resistência da viga se esgote, como mostra a Figura 3 (d). Esse momento máximo (M_o) de flexão é conhecido como “momento limite” ou de colapso da seção transversal e é definido pela Equação 7.

$$M_o = (\sigma_oBH/2)H/2 = \sigma_oBH^2 \quad (7)$$

Figura 3 - Desenvolvimento da zona plástica em vigas sujeita a um momento fletor puro: (a) Seção transversal; (b) distribuição da tensão elástica; (c) distribuição de tensão elástica/plástica; (d) distribuição de tensão completamente plástica.



Fonte: Adaptado de JONES (1997)

A razão entre M_o e M_y é conhecido como “fator de forma”, que no caso das vigas em “I” é calculado pela Equação 8.

$$\frac{M_o}{M_y} = \frac{6+3\lambda}{6+2\lambda} \quad (8)$$

sendo λ uma constante definida pela Equação 9, onde “H” é a altura; “B” a largura; “t” a espessura da alma e “h” a espessura da mesa do perfil em “I”.

$$\lambda = \frac{Ht}{2Bh}, \quad t \ll B, h \ll H \quad (9)$$

2.3.1 TEOREMAS

Os teoremas de limite da plasticidade foram desenvolvidos para fornecer estimativas simples para as cargas de colapso estático de vigas perfeitamente plásticas sujeitas a qualquer forma de carga estática externa. A questão é apresentada a seguir segundo descrito por Jones (1997):

2.3.1.1 TEOREMA DO LIMITE INFERIOR

Se for encontrado qualquer sistema de momentos fletores, que esteja em equilíbrio com as cargas aplicadas e que em nenhum lugar viole a condição de escoamento, a viga não entrará em colapso.

Suponha-se que um conjunto de cargas externas concentradas e distribuídas indicadas por $F(x)$ cause o colapso de uma viga. O mecanismo de colapso relacionado à viga é caracterizado por um perfil de velocidade $\dot{w}(x)$ e taxas de rotação ($\dot{\theta}$) com $\dot{\theta}_i$ em i pontos discretos (rótulas). A distribuição do momento fletor no colapso é $M(x)$ e M_i nas rótulas plásticas é definido pela Equação 10.

$$\sum M_i \dot{\theta}_i = \int \lambda^1 F \dot{w} dx \quad (10)$$

O teorema do limite inferior da plasticidade procura determinar o multiplicador λ^1 para que a carga externa $\lambda^1 F(x)$ não cause colapso e seja suportada com segurança por uma viga, Equação 11.

$$\lambda^1 \leq 1 \quad (11)$$

2.3.1.2 TEOREMA DO LIMITE SUPERIOR

Se a taxa de trabalho de um sistema de cargas aplicadas durante qualquer colapso cinemático admissível de uma viga for igual à taxa de dissipação de energia interna correspondente, esse sistema de cargas causará colapso ou colapso incipiente da viga.

Suponha-se que uma viga colapse sob uma carga $\lambda^u F(x)$ com um momento fletor $M^k(x)$ e um campo de velocidade cinematicamente admissível associado $\dot{w}^k(x)$, que possui taxas de rotação $\dot{\theta}_j^k$ em j pontos discretos (rótulas). Assim, equiparar a taxa de carga externa à dissipação de energia interna durante um colapso cinematicamente admissível fornece a Equação 12 e 13.

$$\sum M_j^k \dot{\theta}_j^k = \int \lambda^u F \dot{w}^k dx \quad (12)$$

$$\lambda^u \geq 1 \quad (13)$$

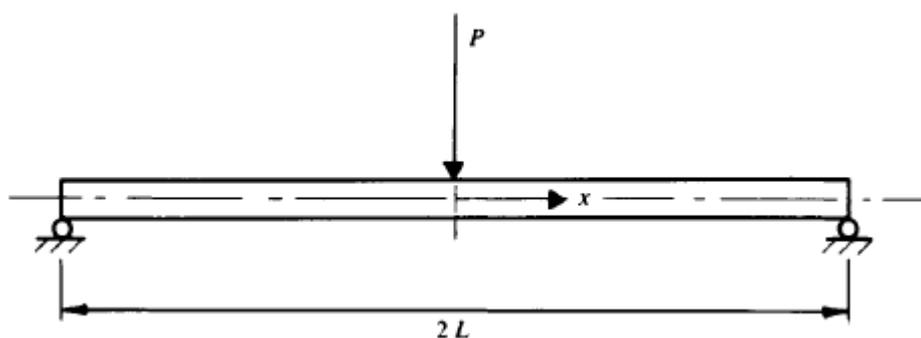
2.3.2 COLAPSO ESTÁTICO PLÁSTICO DE UMA VIGA SUJEITA A UMA CARGA CONCENTRADA.

Considerando-se uma viga simplesmente apoiada, que é submetida a uma carga concentrada “ p^c ” no centro, como mostrado na Figura 4. Suponha-se que a viga colapse com o campo de velocidade transversal cinematicamente admissível. Assim,

o teorema do limite superior define a Equação 14., onde "L" é a distância de aplicação da carga aos pontos de apoio.

$$p^c = 2M_o/L \quad (14)$$

Figura 4 - Viga simplesmente apoiada sujeita a uma carga concentrada no centro.



Fonte: JONES (1997)

Algumas investigações experimentais foram conduzidas sobre o comportamento de vigas de aço carregadas lateralmente (HAYTHORNTHWAITE, 1957). Observou-se que a máxima carga concentrada localizada no centro suportada pelas vigas simplesmente apoiadas na Figura 4, correspondia com a carga limite prevista pela equação de carga crítica.

2.4 FLAMBAGEM EM VIGAS

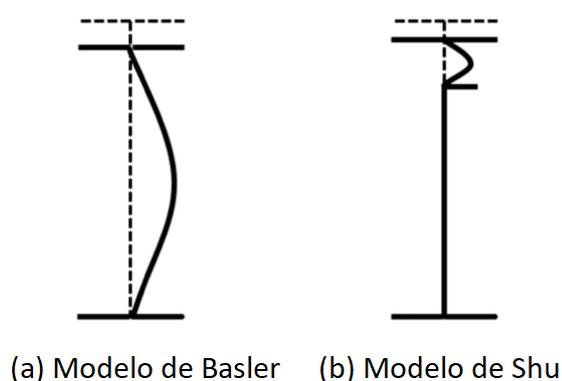
A flambagem vertical é um dos padrões de colapso de uma viga de aço em forma de perfil I sob flexão. Com esse padrão de colapso, a mesa comprimida se deforma na direção da alma, que suporta a mesa. Sabe-se que esse padrão de flambagem ocorre com chapas finas e, quando a viga de aço com perfil I possui as dimensões "usuais" da seção, acredita-se que a flambagem vertical não ocorra. (DOWLING et al., 1992).

Porém, estudos realizados (Basler et al., 1961) demonstram casos de flambagem e propõe um modelo de colapso de flambagem em vigas. Neste estudo também foi apresentada uma fórmula para verificar a ocorrência de flambagem com carga crítica (P_{cr}) utilizando uma dada razão entre a largura e a espessura da chapa

da alma. Contudo, resultados numéricos (Shi Shimizu et al., 2011) indicaram que aquele modelo de colapso não se enquadrava exatamente nos resultados e, portanto, forneceria critérios inadequados para a ocorrência de flambagem de vigas.

Com base nos estudos anteriores, foram realizadas nova investigações (Shu et al., 2016) empregando modelos numéricos e testes empíricos, os quais indicaram que a deformação da alma realmente não segue o modelo de flambagem de Basler et al., 1961, conforme Figura 5.

Figura 5 – Modelos de flambagem.



Fonte: SHU et al., 2016.

Sendo assim, foi indicado um novo modelo de colapso de flambagem de vigas seguindo o modelo de (TIMOSHENKO, 1970), no qual a mesa superior é modelada como um elemento de barra comprimida seguindo a teoria elástica. Ou seja, o problema de flambagem vertical pode ser substituído pelo problema de flambagem de uma barra na teoria elástica. Com esse modelo, Timoshenko propôs uma fórmula para estimar a carga crítica de flambagem (P_{cr}) de um elemento de barra conforme a Equação 15 (SHU et al., 2016).

$$P_{cr} = \left(n^2 + \frac{\alpha L^4}{n^2 \pi^4 EI} \right) \frac{\pi^2 EI}{L^2} \quad (n = 1, 2, 3, \dots) \quad (15)$$

onde, “E” é o módulo de Young e “I” o momento de inércia da barra, “L” o comprimento da barra e α a constante da mola. Esta fórmula é frequentemente aproximada pela Equação 16.

$$P_{cr} = 2\sqrt{\alpha EI} \quad (16)$$

2.5 ENRIJECEDORES TRANSVERSAIS DE VIGA

Usualmente as almas das vigas são feitas relativamente espessas para anular a necessidade de enrijecedores (Gorenc e Tinyou, 1981, citando a norma Australiana AS 1250). No entanto, por questões econômicas, logísticas e buscando otimização das estruturas, eventualmente torna-se necessário reduzir as espessuras dos materiais e conseqüentemente é requerido o emprego de enrijecedores para que as vigas suportem maiores cargas. Os enrijecedores podem ser de dois tipos:

1. Enrijecedores de suporte de cargas, posicionados abaixo dos pontos de cargas para distribuir a força verticalmente ao longo da alma e impedir a flambagem local da alma. Isso também evita trinca ou o cisalhamento das juntas soldadas entre a mesa e alma. A junta entre a extremidade dos enrijecedores e a mesa deve ser usinada e justa para permitir a transmissão de esforços e resistência adequadas. Em vez de um ajuste usinado, as soldas também podem ser usadas se a carga não estiver sujeita a fadiga. Deve-se evitar o uso de soldas de filete transversais nas partes tensionadas das mesas.
2. Enrijecedores intermediários ou não-suporte em intervalos ao longo da viga para evitar a flambagem da alma por compressão diagonal.

2.6 IMPACTO ESTRUTURAL

Segundo JONES (1997), um campo de velocidade cinematicamente admissível descreve o movimento de uma viga. Algumas orientações sobre a forma desse campo são frequentemente sugeridas pelas características do perfil de colapso estático correspondente. Os requisitos de normalidade da plasticidade são então invocados, a fim de buscar a porção apropriada da superfície de escoamento que está associada ao campo de velocidade assumido.

O comportamento dinâmico de uma viga para deslocamentos infinitesimais é regido pelas Equações 17 a 19.

$$Q = \partial M / \partial x \quad (17)$$

$$\partial Q / \partial x = -p + m \partial^2 w / \partial t^2 \quad (18)$$

$$k = -\partial^2 w / \partial x^2 \quad (19)$$

Estas equações são idênticas às equações (3) a (5), exceto pela inclusão de um termo de inércia na equação de equilíbrio lateral (18), sendo “m” a massa por unidade de comprimento da viga e “t” o tempo.

2.6.1 VIGA SIMPLEMENTE APOIADA CARREGADA IMPULSIVAMENTE

Quando a razão (η) entre a magnitude do pulso de carregamento dinâmico (p_0) e o carregamento de colapso estático (p_c) é muito grande (maior do que aproximadamente 20), o deslocamento transversal permanente máximo da viga passa a ser insensível a este fator.

Carregamentos externos com um impulso finito de magnitude infinitamente grande ($\eta \rightarrow \infty$) e uma duração infinitesimalmente curta ($\tau \rightarrow 0$) são conhecidas como impulsivas. Em outras palavras, uma viga de largura unitária adquire instantaneamente uma velocidade transversal uniforme (V_0), para conservar o momento linear, conforme Equação 20.

$$V_0 = p_0 \tau / m \quad (20)$$

Com base na Equação 20 define-se que o movimento cessa no tempo (T), quando toda energia cinética é absorvida pela viga e transformada em trabalho. A Equação 21 define o tempo final (T) do movimento e a Equação 22 define o deslocamento transversal permanente da seção central da viga sob carregamento, onde terá maior magnitude.

$$T = mV_0 / p_c \quad (21)$$

$$W_t = mV_0^2 L^2 / 3M_0 \quad (22)$$

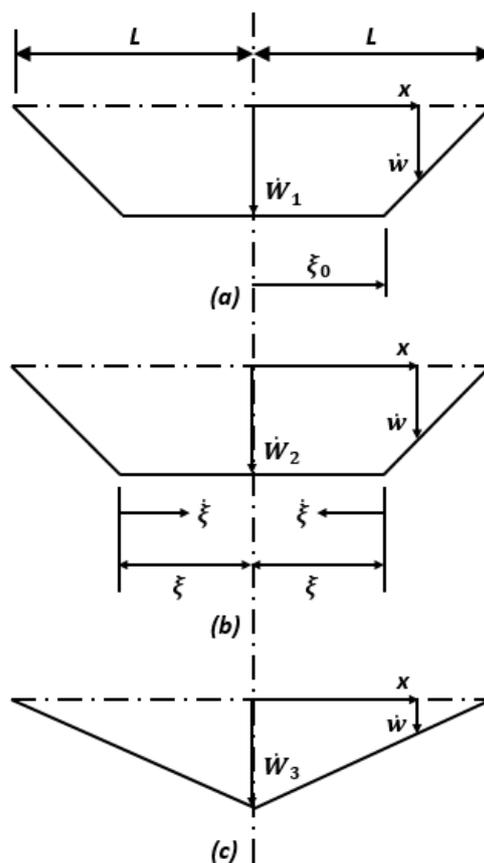
Assim, a carga impulsiva de uma viga simplesmente suportada é examinada usando um método alternativo que emprega princípios de conservação de energia e momento (JONES, 1997).

2.6.2 PRIMEIRA FASE DO MOVIMENTO, $0 \leq t \leq T_1$

Conforme Jones (1997), inicialmente, uma descontinuidade na velocidade ocorre em $x = L$, uma vez que o suporte permanece fixo espacialmente (isto é, $w = \dot{w} = 0$ em $x = L$ para todos “t”). Assim define-se que as deformações plásticas se

desenvolvem nos apoios quando $t = 0$ e, em seguida, deslocam-se para dentro com uma velocidade “ ξ ” em direção ao centro da viga, conforme indicado no momento “ t ” pelo perfil de velocidade na Figura 6.

Figura 6 - Perfis de velocidade transversal para uma viga simplesmente apoiada (a) Primeira fase de movimento, $0 \leq t \leq \tau$. (b) Segunda fase de movimento, $\tau \leq t \leq T_1$. (c) Terceira fase de movimento, $T_1 \leq t \leq T$.



Fonte: JONES, 1997.

Este campo de velocidade (\dot{w}) pode ser descrito pelas Equações 23 e 24.

$$\dot{w} = V_0, \quad 0 \leq x \leq \xi \quad (23)$$

$$\dot{w} = \frac{V_0(L-x)}{L-\xi}, \quad \xi \leq x \leq L \quad (24)$$

Portanto, a conservação do momento angular de metade da viga sobre um suporte requer satisfazer a Equação 25.

$$\int_0^L mV_o(L-x)dx = \int_0^\xi mV_o(L-x)dx + \int_\xi^L mV_o(L-x)^2 dx / (L-\xi) + M_o t \quad (25)$$

No entanto, como toda a viga é rígida, exceto na deformação plástica de deslocamento com um momento limite M_o , resulta que o tempo necessário para que uma deformação plástica se desloque para dentro de um suporte para o local $x = \xi$, conforme Equação 26.

$$t = mV_o(L-\xi)^2 / 6M_o \quad (26)$$

O primeiro estágio do movimento é completado em $t = T_1$ quando as duas deformações se unem em $x = 0$. A Equação 27 define este valor de tempo “ T_1 ”.

$$T_1 = mV_o L^2 / 6M_o \quad (27)$$

Assim, o deslocamento lateral correspondente em $x = 0$ é dado pela Equação 28).

$$W_1 = V_o T_1, \text{ ou } W_1 = mV_o^2 L^2 / 6M_o \quad (28)$$

2.6.3 FASE FINAL DO MOVIMENTO, $T_1 \leq t \leq T$

No final do primeiro estágio do movimento ($t = T_1$), a viga possui um perfil de velocidade linear com um valor de pico “ V_o ” e, portanto, possui uma energia cinética que ainda precisa ser dissipada durante movimento subsequente. Essa energia cinética será dissipada em uma deformação plástica que permanece estacionária em $x = 0$ durante o segundo estágio do movimento, como mostra a Figura 6 (c). Nesta circunstância, a conservação de energia requer que a Equação 29 seja satisfeita.

$$mV_o^2 L / 3 = 2M_o \theta_2 \quad (29)$$

onde $2\theta_2$ é a mudança angular da rótula plástica. O deslocamento adquirido pelo centro da viga durante o segundo estágio do movimento é $W_2 = L\theta_2$, ou conforme a Equação 30.

$$W_2 = mV_o^2 L^2 / 6M_o \quad (30)$$

Finalmente, o deslocamento lateral total permanente no centro da viga é dado pela Equação 31.

$$W_f = W_1 + W_2 \quad (31)$$

Esta expressão pode ser escrita na forma adimensional conforme a Equação 32.

$$W_f/H = \lambda/3 \quad (32)$$

Onde “H” é a altura da viga e “ λ ” é uma forma não dimensional da energia cinética inicial, sendo dada pela Equação 33.

$$\lambda = mV_o^2 L^2 / M_o H, \quad (33)$$

É interessante observar que as contribuições para o deslocamento lateral central da viga são idênticas durante as duas fases do movimento (ou seja, $W_1 = W_2$), embora dois terços da energia cinética inicial sejam dissipados durante a primeira fase do movimento e apenas um terço durante a fase final. No entanto, duas deformações plásticas itinerantes estão presentes na viga durante a primeira fase do movimento, como mostra a Figura 6 (b), enquanto apenas uma deformação plástica estacionária se desenvolve no centro da viga durante a segunda fase.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

A seguir são apresentadas as propriedades do metal de base e de adição; os procedimentos de soldagem; os conjuntos soldados (CS) produzidos; a caracterização macroestrutural da junta soldada; o procedimento para o ensaio de dureza; o desenvolvimento do dispositivo elaborado para ensaiar os CS; a caracterização dos espécimes analisados e os procedimentos utilizados na realização dos ensaios mecânicos.

3.1 CARACTERIZAÇÃO DO METAL BASE E DE ADIÇÃO

Os aços estruturais ASTM A36 e EN10149-2 S700MC foram empregados para a fabricação dos CS pois, como mencionado, foram escolhidos por se tratarem de aços estruturais com grandes diferenças nas suas propriedades mecânicas.

A composição química dos metais base foi obtida por espectrometria de emissão óptica, junto ao Laboratório de Fundição da UFRGS (LAFUN), e encontra-se na Tabela 1 em percentual de massa. Os valores atendem as respectivas normas (ASTM A36/A36M, 2014; EN 10149-2: 2013).

Tabela 1 - Composição química em % dos aços ASTM A36 e S700MC.

Metal Base	% C (máx.)	% Mn (a)	% P (máx.)	% S	% Si	% Cu (máx.)	% C _{eq} IIW
A36	0,135	0,535	0,013	0,008	0,008	0,014	0,23
S700 MC	0,063	1,86	0,010	0,003	0,02	0,01	0,38

As propriedades mecânicas dos MB foram obtidas conforme recomendações da NBR 6892 (2002), e apresentadas através dos certificados de qualidade emitidos pelas empresas produtoras dos materiais. As propriedades mecânicas exigidas para esses aços pelas respectivas normas são apresentadas na Tabela 2 (ASTM A36/A36M-14, 2014; EN 10149-2: 2013).

Tabela 2 - Propriedades mecânicas dos aços ASTM A36 e S700MC.

Metal Base	Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)	Alongamento (mm) %
A36	250*	400 - 550	20*
S700 MC	700*	750 - 950	12*

* para chapas.

Fonte: ASTM A36/A36M, 2014; EN 10149-2: 2013.

Os consumíveis utilizados para a soldagem MAG dos CS foram os arames maciços AWS ER70S-6 e AWS ER110S-G, ambos com diâmetro de 1,0 mm. Para o metal base ASTM A36 os metais de adição ER70S-6 e ER110S-G são definidos como “*matching*”, por apresentar resistência mecânica semelhante ao metal base, e o segundo é considerado “*overmatching*” por apresentar resistência mecânica maior que o metal base (MILLER, 1994; AISC, 2006). Já para o metal base EN10149-2 S700MC os metais de adição são considerados “*undermatching*” e “*matching*”, respectivamente.

A análise química dos elementos relevantes é mostrada em porcentagem de massa (% massa) na Tabela 3, enquanto as propriedades mecânicas são mostradas na Tabela 4, seguindo o certificado de qualidade fornecido pelo fabricante ESAB (2021) e atendendo aos requisitos da AWS (2006).

Tabela 3 - Composição química dos metais de adição (% massa).

Consumível	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	% C _{eq} IIW
AWS ER70S-6	0,083	0,87	1,45	0,010	0,015	0,010	0,01	0,04	0,34
AWS ER110S-G	0,089	0,53	1,54	-	-	0,260	1,23	0,24	0,45

Fonte: ESAB, 2021

Tabela 4 - Propriedades mecânicas dos metais de adição (valores mínimos).

Consumível	Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)	Alongamento (%)	Energia Absorvida no Impacto Charpy-V na temperatura de
AWS ER 70S-6	400	480	22	27 J @ -30°C
AWS ER 110S-G	850	900	18	55 J @ -40°C

Fonte: ESAB, 2021

Definiu-se a utilização destes consumíveis a fim de comparar o efeito da resistência mecânica e da ductilidade nas juntas soldadas com diferentes metais de adição.

3.2 PROCEDIMENTO DE SOLDAGEM

Os CS foram fabricados a partir da união de chapas dos metais base, com juntas em ângulo de 90° através do processo de soldagem por arco elétrico MAG convencional (fonte em modo tensão constante), na posição plana e corrente contínua eletrodo positivo (CCEP), com proteção gasosa de argônio + CO₂ (15%) e vazão do gás de 13 l/min. Todos os cordões foram realizados com ângulos de trabalho e deslocamento neutros e a distância bico de contato elétrico-peça (DBCP) igual a 18 mm. Não foram realizados chanfros nas peças, que também não foram pré-aquecidas.

A Figura 7 apresenta o dispositivo utilizado para garantir o posicionamento e fixação das peças na posição de soldagem plana.

Figura 7 – Dispositivo e robô utilizados na soldagem dos CS.



Fonte: O autor, 2021.

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

Para definição dos parâmetros de soldagem foram realizados diversos ensaios prévios, até serem encontrados aqueles que possibilitaram arco elétrico estável, reduzido nível de salpicos, além de geometria e penetração adequadas ao cordão de solda escolhido.

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); e a velocidade de alimentação do arame (m/min). A partir dos dados adquiridos durante a soldagem foi possível determinar a energia de soldagem (kJ/mm) desde a Equação 01, considerando-se rendimento igual a 100%. Todos estes valores estão apresentados na Tabela 5. Nota-se o uso de três velocidades de alimentação diferentes para uma mesma velocidade de soldagem, este ajuste foi necessário, em função das diferentes reações pirometalúrgicas dos MB, para atingir as mesmas dimensões de cordão de solda em todos conjuntos soldados.

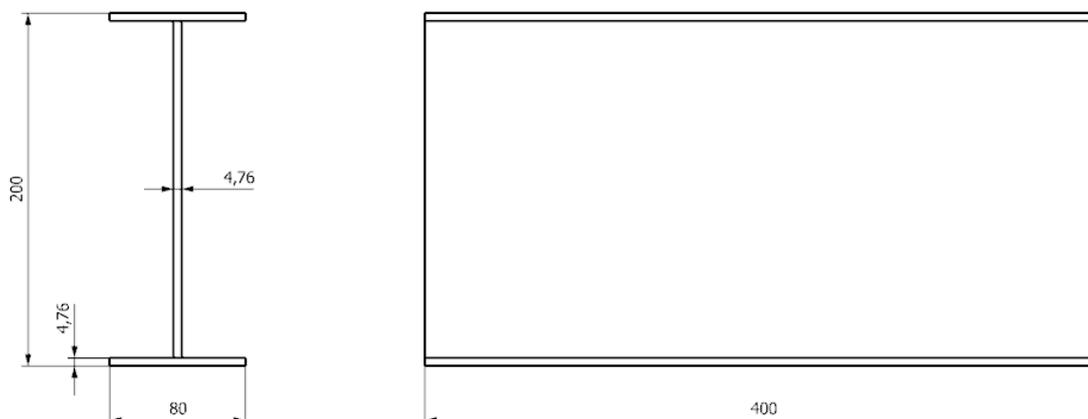
Tabela 5 - Parâmetros de soldagem.

Metal Base	Metal de Adição	Tensão Média [V]	Corrente Média [A]	Velocidade de soldagem [mm/s]	Energia de Soldagem [J/mm]	Velocidade de alimentação [m/min]
ASTM A36	AWS ER 70S-6	21,8	143,4	7,0	446,6	5,5
	AWS ER 110S-G	21,9	147,8	7,0	462,4	5,5
S700MC	AWS ER 70S-6	21,8	160,8	7,0	500,8	6,5
	AWS ER 110S-G	21,9	158,0	7,0	494,3	6,0

3.3 CONFECÇÃO DOS CONJUNTOS SOLDADOS

Os CS foram elaborados com dimensões de 80 x 200 x 400 mm (largura x altura x comprimento) e utilizando chapas com espessura de 4,76 mm (3/16"), enquadrando-se pela norma ABNT NBR 5884:2013 como perfil I da série VS, com razão entre a altura e a largura de 2,5, conforme pode ser visto na Figura 8.

Figura 8 - Dimensões do CS (perfil I) sem reforços.



Fonte: O autor, 2021.

A fim de estabelecer uma análise comparativa, os CS foram fabricados seguindo 8 condições diferentes, variando-se o metal base (ASTM A36 e EN 10149-2 S700MC), o metal de adição (ER 70S-6 e ER 110S-G) e com e sem enrijecedores (reforços). Quando aplicados, os reforços foram soldados, com cordão de solda contínuo, em ambos lados da alma, no centro do CS. As juntas soldadas de união mesas com alma foram realizadas com pernas de 4mm e garganta de 2,8mm. Já os reforços foram soldados com pernas de 2mm e garganta de 1,4mm. Na Figura 12 junto à macrofotografia (a) são destacadas as medidas do cordão de solda.

Para cada uma destas condições foram repetidas 3 amostras, totalizando 24 CS, conforme Figura 9. A Tabela 6 apresenta as condições de soldagem dos CS e a Figura 10 apresenta fotografias dos CS com e sem reforços.

Figura 9 - CS produzidos.

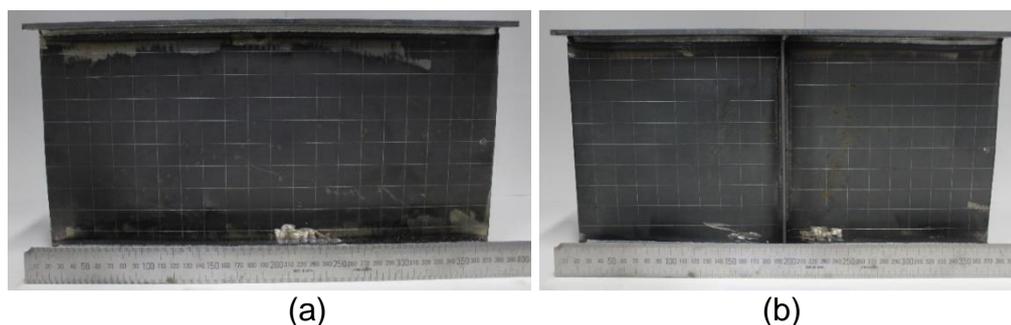


Fonte: O autor, 2021.

Tabela 6 - Condições de soldagem dos CS.

Condições	Metal base	Eletrodo	Reforços	Amostras
01	ASTM A36	ER 70S-6	Sem	I, II, III
02		ER 70S-6	Com	I, II, III
03		ER 110S-G	Sem	I, II, III
04		ER 110S-G	Com	I, II, III
05	S700MC	ER 70S-6	Sem	I, II, III
06		ER 70S-6	Com	I, II, III
07		ER 110S-G	Sem	I, II, III
08		ER 110S-G	Com	I, II, III

Figura 10 - Conjuntos soldados (a) sem e (b) com reforços.



Fonte: O autor, 2021.

Com a finalidade de analisar pequenas descontinuidades não visíveis na inspeção visual, realizou-se o ensaio de líquido penetrante. Este ensaio é um método não destrutivo que tem como característica revelar descontinuidades que são abertas à superfície de sólidos essencialmente não porosos. O ensaio baseia-se na capacidade de o líquido penetrar em pequenas aberturas na superfície de uma peça, fluindo de forma contínua e uniforme migrando para cavidades abertas à superfície, sendo assim possível encontrar um amplo espectro de descontinuidades (ASM INTERNATIONAL, 1989). O ensaio foi realizado conforme padrão adotado pela Petrobrás (N-1594, 2004). Na Figura 11 (a) é mostrada um CS sobre cuja junta foi aplicado líquido penetrante e na Figura 11 (b) a mesma superfície com revelador.

Figura 11 – Ensaio líquido penetrante.



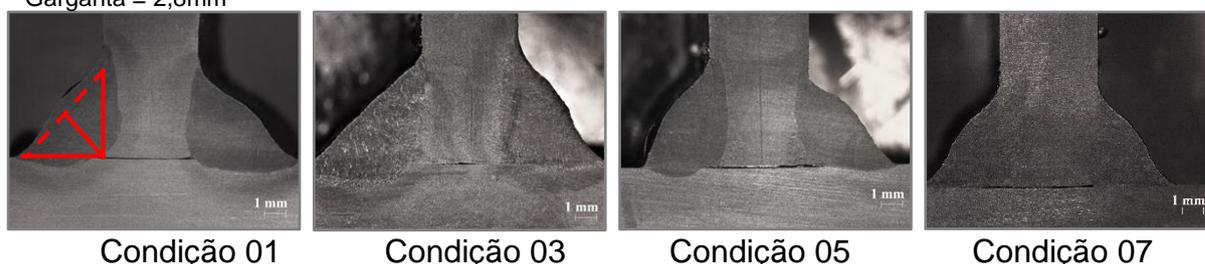
Fonte: O autor, 2021.

Para a realização da análise macrográfica da morfologia dos cordões de solda foram retirados, após os ensaios, quatro amostras. Uma para cada combinação de MB com MA. Sendo condição 1, ASTM A36 com ER 70S-6, condição 3, ASTM A36 com ER 110S-G, condição 5, S700MC com ER 70S-6 e, por fim, condição 7, S700MC com ER 110S-G. Realizou-se o corte transversal da junta soldada de cada amostra seguido de fresamento, lixamento com granulometrias na sequência de 80 a 600 “mesh” e então o ataque químico por imersão em reagente Nital 10% em tempos de aproximadamente 15 s.

As macrofotografias das juntas soldadas apresentadas na Figura 12 foram registradas com um Scanner marca HP modelo photosmart D 110A e a geometria das juntas foram medidas com o software “Image J”.

Figura 12 - Macrofotografias das juntas soldadas.

Pernas = 4mm
Garganta = 2,8mm

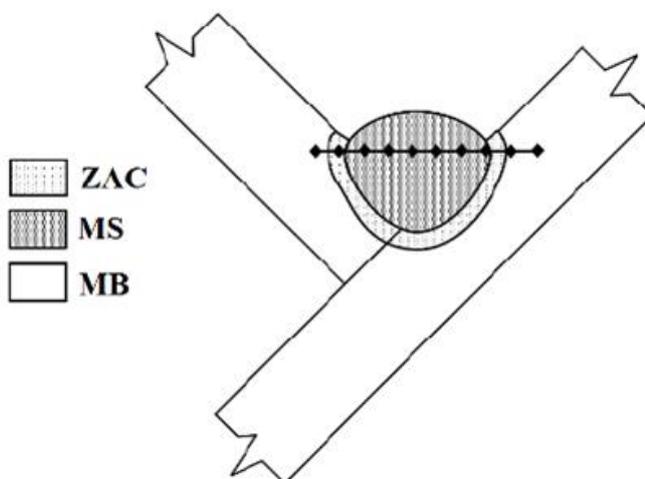


Fonte: O autor, 2021.

No ensaio de microdureza foi utilizado o método Vickers, onde os corpos de prova (CP) para este ensaio foram os mesmos produzidos para a análise metalográfica. Em cada CP traçou-se o perfil de microdureza Vickers com carga de

0,5 kgf e tempo de indentação de 10 s, em uma linha transversal ao cordão de solda, 1 mm abaixo da superfície das chapas, utilizando um microdurômetro automático digital Inzise, modelo ISH-TDV2000 e seguindo orientação da norma (ASTM E384, 2017). O trajeto sobre o qual as microdurezas foram mensuradas foi: MB, ZAC, MS, ZAC e MB, conforme apresentado na Figura 13.

Figura 13 - Representação esquemática das regiões de verificação de dureza na solda de filete.



Fonte: Adaptado de ANDRADE, 2018.

3.4 ENSAIO DE IMPACTO

Foi desenvolvido no LS&TC um dispositivo para ensaios de impacto estrutural que possibilita a aplicação do carregamento de maneira precisa e eficaz. Trata-se de um martelo de impacto estrutural cujo princípio mecânico da aplicação da carga se assemelha ao utilizado no ensaio Charpy (KOBAYASHI, 2002). No Anexo A pode-se observar seu detalhamento.

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

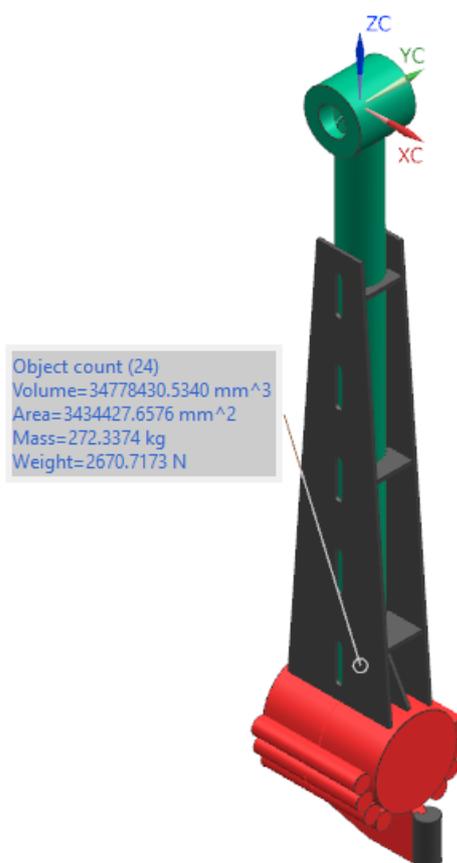
No segundo experimento fez-se o uso de uma câmera de alta velocidade da fabricante Phantom, modelo V411, estando a ela acoplada uma lente NIKKOR 105mm

/ f2.8, da Nikon e um filtro UV. A aquisição das imagens foi feita a 7000 quadros por segundo e resolução de 512x512 pixels, sendo processada pelo software PCC (Phantom Camera Control).

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

A fim de determinar a energia no momento do impacto foi calculada a massa do martelo através do “software” utilizado para desenhar o dispositivo, obtendo-se o valor de 272 kg, conforme Figura 14 (por favor, vide anexo A para maiores detalhes).

Figura 14 - Martelo de impacto



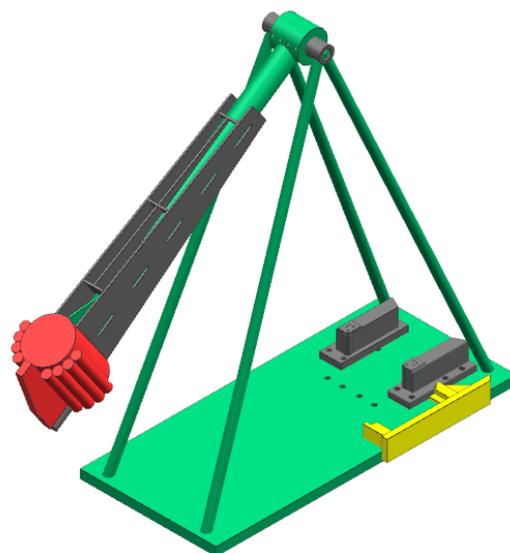
Fonte: O autor, 2021.

Por sua vez, na Figura 15 (a) pode-se observar o dispositivo de impacto regulado para um lançamento a 110° e a câmera de alta velocidade posicionada para captar a imagem no momento do impacto, e em (b) dispositivo para fixação dos CS.

Figura 15 – Dispositivo de impacto. (a) Posicionamento câmera de alta velocidade, (b) Dispositivo de fixação dos CS.



(a)



(b)

Fonte: Dal Molin, 2020; o autor, 2021.

3.5 MEDIÇÃO DOS CONJUNTOS SOLDADOS

Para medição da deflexão final dos CS fez-se uso de uma superfície plana, onde eles foram apoiados e com escala metálica ao fundo fez-se a leitura. Este procedimento foi repetido para todos os CS, realizando-se a medição na parte central da mesa superior do perfil I onde ocorreu o impacto e em ambos lados da mesa inferior, locais de apoio no dispositivo de ensaio.

Para medir a deformação, tanto da alma do perfil I como dos reforços enrijecedores devido à flambagem, utilizou-se uma escala metálica e paquímetro. Empregou-se, ainda, um paquímetro para medir aproximadamente a extensão da fratura visível a olho nu, conforme mostrado na Figura 16.

Figura 16 – Medição da extensão da fratura visível a olho nu.



Fonte: O autor, 2021.

4 APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

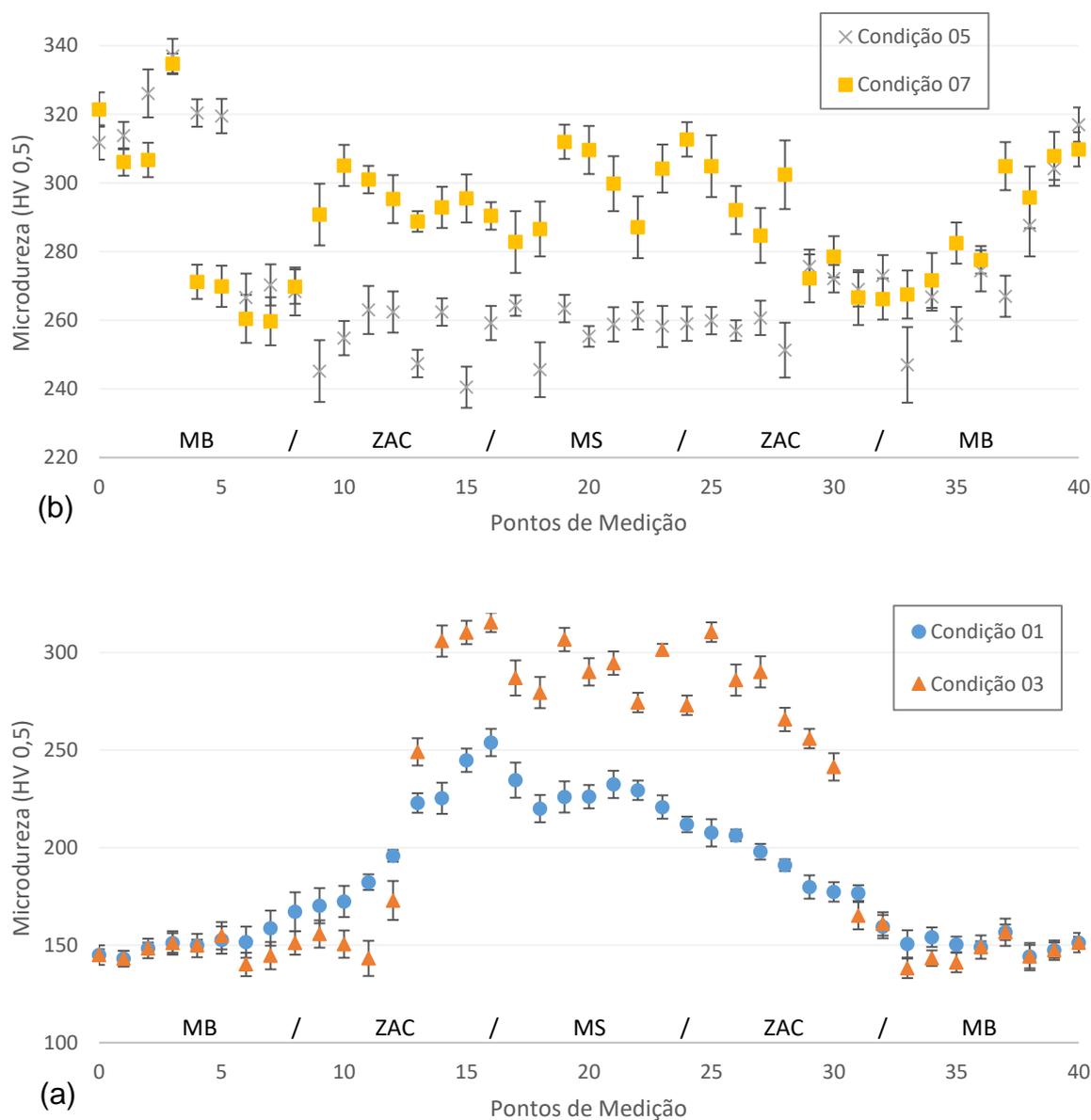
A seguir são apresentados os resultados obtidos mediante a utilização da metodologia descrita no capítulo anterior, assim como a explicação e discussão dos mesmos.

Nas Tabela 1 e Tabela 3 estão apresentados os componentes químicos dos metais base e metais de adição utilizados na determinação do valor do carbono equivalente. Nesta tabela também é apresentado o Carbono Equivalente (CE), calculado pela Equação 2. Pode-se perceber que o metal base A-36 possui adequada soldabilidade, pois possui CE menor do que 0,35, enquanto o S700MC possui razoável soldabilidade, pois seu CE é maior do que 0,35 e menor do que 0,5. Vale atentar que o metal de adição AWS ER110S-G possui o maior CE dentre todos os materiais empregados, fato que terá influência sobre os resultados dos ensaios de dureza.

Os CS foram produzidos seguindo oito diferentes condições, variando-se os metais base, metais de adição e presença de enrijecedores, apresentados anteriormente na Tabela 6. Dessas oito condições em apenas quatro há a mudança dos metais base ou metais de adição, ou seja, em apenas quatro condições há variação das condições de soldagem. Em vista disso, foram selecionadas quatro condições para realizar a análise macrográfica e de microdureza. Por fins estatísticos os ensaios de microdureza foram realizados em duplicata.

As amostras para o ensaio de microdureza foram cortadas transversalmente à linha de solda e feita preparação metalográfica convencional com lixamento manual, posterior polimento e ataque químico com Nital 10%. Na Figura 17 são apresentadas aproximadamente as regiões das juntas soldadas com suas respectivas durezas.

Figura 17 - Dureza nas juntas soldadas. (a) Condição 01 (MB ASTM A36 e MA ER70S-6) e Condição 03 (MB ASTM A36 e MA ER110S-G) e (b) Condição 05 (MB S700MC e MA ER70S-6) e Condição 07 (MB S700MC e MA ER110S-G).



Fonte: O autor, 2021.

Observa-se que os aços estruturais ASTM A36 e S700MC apresentam grande diferença de dureza no metal base (MB), isso se deve às suas diferentes composições químicas e ao processo de produção e tratamentos termomecânicos que são submetidos os aços ARBL (MOHRABACHER, 2010). Nota-se ainda que devido os valores dos parâmetros de soldagem empregados serem praticamente os mesmos para deposição dos cordões de solda, as durezas nas ZACs apresentam pequenas diferenças na dureza quando comparadas à dureza no MB. No MB ASTM A36 há um

pequeno incremento da dureza na ZAC, porém no MB S700MC ocorre no sentido inverso, há uma pequena redução da dureza na mesma região.

No MS há comportamento bastante distinto entre as amostras. Para amostras com MB ASTM A36 há significativo aumento da dureza no MS, cerca de 100 HV_{0,5} quando utilizado o consumível AWS ER 70S-6, e ainda maior quando utilizado o consumível AWS ER110S-G, aproximadamente 150 HV_{0,5}. Já para as amostras com MB S700MC não há grande diferença nas durezas do MS quando comparadas às durezas no MB e ZAC, porém nota-se um decremento de cerca de 50 HV_{0,5} quando utilizado o consumível ER70S-6.

De forma geral o MB ASTM A36 apresenta significativa variação do perfil de dureza quando realizado o processo de soldagem, ainda mais acentuado quando empregado consumível “*overmatching*”. Porém, quando analisado o MB S700MC nota-se pequena variação no perfil de dureza, pouco mais destacada quando utilizado o consumível “*undermatching*”.

Como mencionado, realizou-se ensaio por líquido penetrante da juntas soldadas, mas não foi evidenciado nenhuma descontinuidade nos cordões de solda, conforme ilustrado na Figura 18.

Figura 18 - Ensaio líquido penetrante.



Fonte: O autor, 2021.

Seguindo o procedimento descrito na seção 3, foram realizados os ensaios de impacto estrutural. O martelo foi lançado a partir de um ângulo de 120°, que é o limite máximo do dispositivo fabricado. A energia calculada analiticamente para essa altura de lançamento é de aproximadamente 8,61 kJ. A fim de se ter maior precisão, todos ensaios foram realizados utilizando a câmera de alta velocidade mensurando assim a

velocidade do martelo no momento de impacto com o conjunto soldado. Na Tabela 7 são apresentados os valores de energia calculados e medidos a partir da velocidade de impacto.

Tabela 7 - Energias de impacto

Condições	Dureza Máxima no MS (HV 0,5)	Ângulo de Lançamento (°)	Energia de Impacto Calculada (kJ)	Energia de Impacto Medida (kJ)
Condição 01	232	120	8,61	8,54
Condição 02		120	8,61	8,57
Condição 03	290	120	8,61	8,58
Condição 04		120	8,61	8,51
Condição 05	257	120	8,61	8,59
Condição 06		120	8,61	8,57
Condição 07	300	120	8,61	8,54
Condição 08		120	8,61	8,52

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

Na Tabela 8 são apresentados os CS antes e após o ensaio de impacto, sendo que cada linha refere-se a uma combinação diferente de MB, consumível e reforços (enrijecedores).

Tabela 8 – Conjuntos soldados antes e após ensaio.

	Antes do ensaio	Após o ensaio
Condição 01 ASTM A36 ER70S-6 Sem reforços		

Continuação Tabela 8 – Conjuntos soldados antes e após ensaio.

<p>Condição 02 ASTM A36 ER70S-6 Com reforços</p>	 A photograph of a welded joint between two metal plates. The joint is a simple butt weld. A ruler is placed below the joint for scale.	 A photograph of the same welded joint after a test. The joint has deformed significantly, with the metal plates curving downwards and outwards. A ruler is placed below for scale.
<p>Condição 03 ASTM A36 ER110S-G Sem reforços</p>	 A photograph of a welded joint between two metal plates. The joint is a simple butt weld. A ruler is placed below the joint for scale.	 A photograph of the same welded joint after a test. The joint has deformed significantly, with the metal plates curving downwards and outwards. A ruler is placed below for scale.
<p>Condição 04 ASTM A36 ER110S-G Com reforços</p>	 A photograph of a welded joint between two metal plates. The joint is a simple butt weld. A ruler is placed below the joint for scale.	 A photograph of the same welded joint after a test. The joint has deformed significantly, with the metal plates curving downwards and outwards. A ruler is placed below for scale.
<p>Condição 05 S700MC ER70S-6 Sem reforços</p>	 A photograph of a welded joint between two metal plates. The joint is a simple butt weld. A ruler is placed below the joint for scale.	 A photograph of the same welded joint after a test. The joint has deformed significantly, with the metal plates curving downwards and outwards. A ruler is placed below for scale.

Conclusão Tabela 8 – Conjuntos soldados antes e após ensaio.

<p>Condição 06 S700MC ER70S-6 Com reforços</p>		
<p>Condição 07 S700MC ER110S-G Sem reforços</p>		
<p>Condição 08 S700MC ER110S-G Com reforços</p>		

Fonte: O autor, 2021

Analisando-se os CS apresentados na Tabela 8 e comparando-os, pode-se observar que:

- (i) Os CS produzidos com o MB S700MC apresentaram significativamente menores deformações que os conjuntos soldados com ASTM A36.
- (ii) Não foi observado maior resistência estrutural dos perfis soldados comparando os CS com o consumível ER 70S-6 e ER 110S-G.
- (iii) Todos os CS sofreram fratura.
- (iv) Os CS produzidos com o MB ASTM A36 e sem aplicação de reforços enrijecedores sofreram fratura junto ao MS na mesa superior do perfil I. Porém, quando aplicado reforços, os CS sofreram fratura junto ao MS na mesa inferior.

(v) Os CS produzidos com o MB S700MC sofreram fratura junto ao MS na mesa superior independente da aplicação ou não de reforços.

(vi) A aplicação de reforços enrijecedores atua de maneira eficaz aumentando o momento de inércia do perfil I e conseqüentemente reduzindo a flambagem da alma nos pontos onde são aplicados.

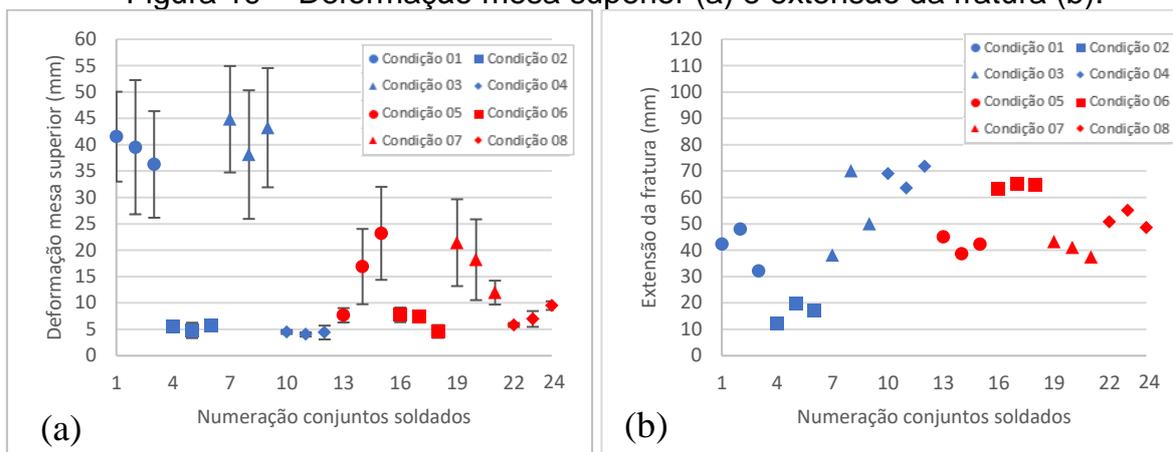
(vii) A aplicação de reforços centrais transfere os esforços do ponto central para a região de apoio do conjunto soldado, resultando assim na flambagem local da alma próxima à mesa inferior do perfil I.

A seguir é analisado mais detalhadamente os CS e eles são separados em diferentes regiões para discussão dos resultados.

A deformação na mesa superior dos CS é diretamente influenciada pela presença ou não de reforços enrijecedores, porém a diferença é mais significativa nos CS com MB ASTM A36, onde a redução é de aproximadamente 88% na deformação, em comparação MB S700MC, cerca de 58% de redução. Na Figura 19 (a) fica evidente as maiores deformações da mesa superior nos CS sem reforços. Na Figura 20 é apresentado a deformação na mesa superior de CS sem reforços.

A extensão da fratura, Figura 19 (b), foi medida na mesa inferior nas condições 02 e 04 e na mesa superior para as demais. Primeiramente realizou-se medição linear da extensão da fratura, porém observando a deformação das mesas notou-se necessidade de revisar essas medidas para acompanhar o encurvamento da fratura. Os resultados mantiveram-se semelhantes, porém com acréscimo de aproximadamente 5 mm nas condições 01 e 03 devido a maior deformação das mesas. Em vista disso, nota-se aparentemente maior extensão da fratura nos conjuntos soldados que possuem reforços, porém foi realizada apenas uma inspeção visual e medição manual com paquímetro. Também na Figura 21 (a) é indicada a extensão da fratura na mesa superior de CS sem reforços enquanto na Figura 21 (b) é indicada fratura em CS com reforços.

Figura 19 – Deformação mesa superior (a) e extensão da fratura (b).



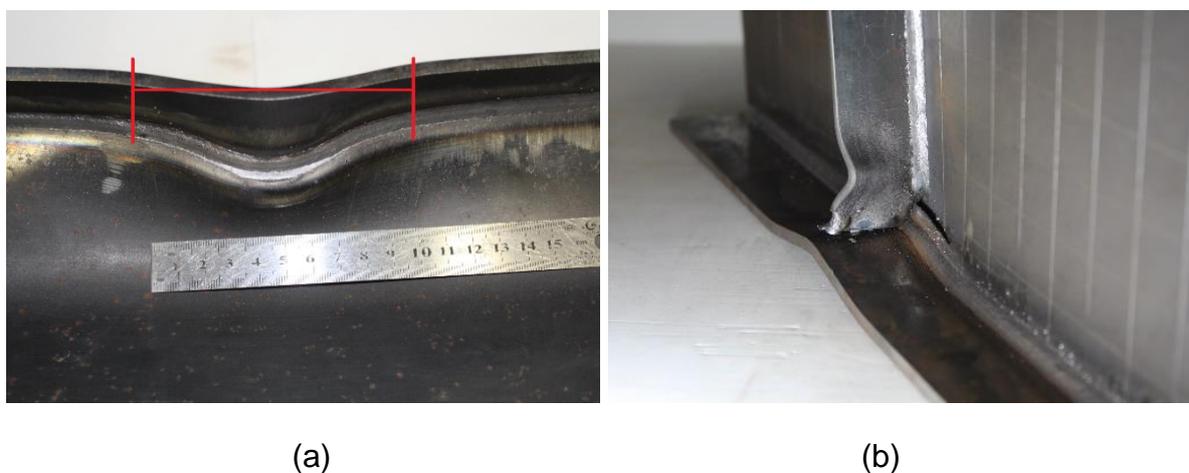
Fonte: O autor, 2021.

Figura 20 – Deformação da mesa superior de CS sem reforços.



Fonte: O autor, 2021.

Figura 21 - Fraturas nos CS. (a) CS sem reforços, (b) CS com reforços.

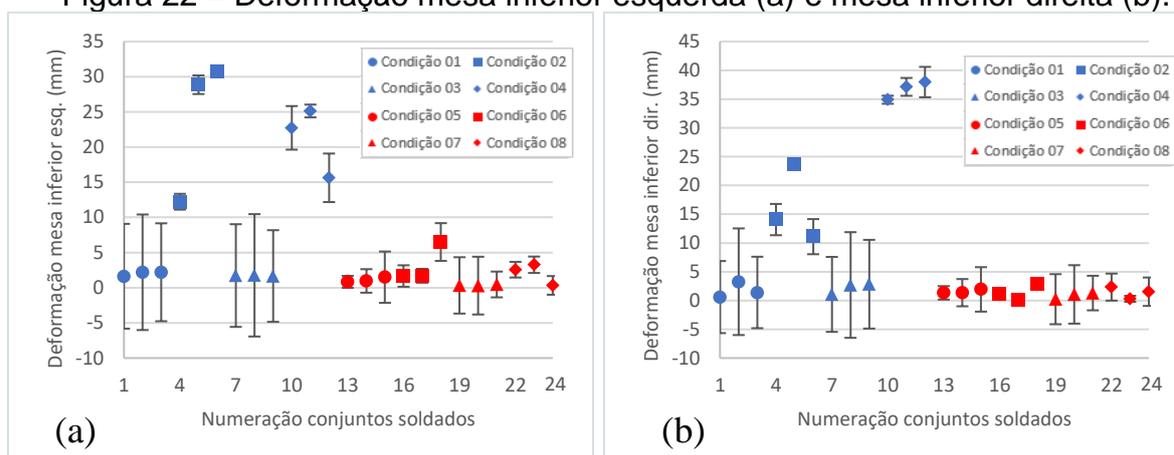


Fonte: O autor, 2021.

A deformação nas mesas inferiores foi praticamente nula nos CS com MB S700MC e nos CS com MB ASTM A36 houve deformação significativa na mesa

inferior apenas quando utilizados enrijecedores, conforme Figura 22. Isso evidencia a transferência dos esforços do centro do perfil, onde acontece o impacto, para a região do perfil onde ele se apoia no dispositivo para ensaio. Na Figura 23 é apresentado a deformação da mesa inferior em um CS com reforços.

Figura 22 – Deformação mesa inferior esquerda (a) e mesa inferior direita (b).



Fonte: O autor, 2021.

Figura 23 – Deformação na mesa inferior em CS com reforços.

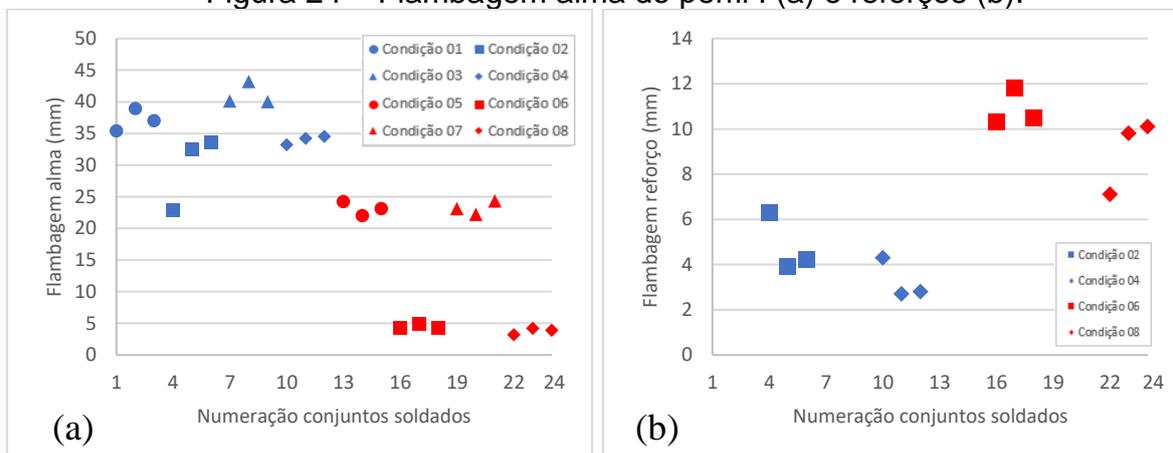


Fonte: O autor, 2021.

Em relação à alma do perfil I observa-se na Figura 24(a) grande deformação quando utilizado o MB ASTM A36, possivelmente indicando a ductilidade deste material além de uma redução de aproximadamente 10% da deformação quando utilizados reforços, também observa-se mudança do local de deformação da alma. No centro do perfil (ponto de impacto) quando sem reforços, para as extremidades (apoios) quando são utilizados os reforços. Quanto ao MB S700MC notou-se comportamento distinto, os CS deste MB apresentaram menor deformação devido à flambagem da alma e significativa redução da deformação quando utilizado reforços, cerca de 78%, quando utilizado reforços.

Quando utilizado reforços, estes também estão sujeitos à flambagem devido às forças compressivas do ensaio. Em razão disso, notou-se pequena diferença na deformação dos reforços quando comparada a aplicação com o MB ASTM A36 e S700MC.

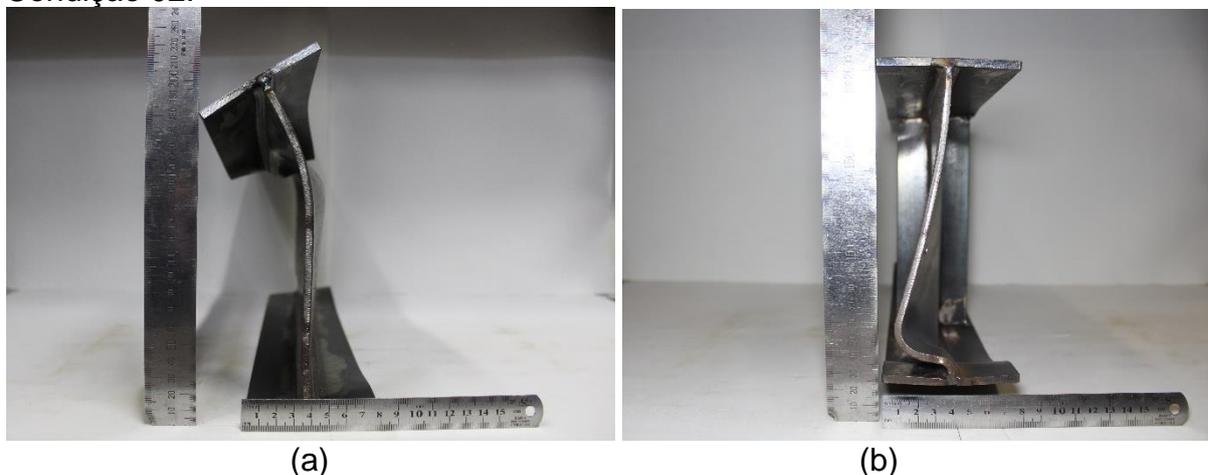
Figura 24 – Flambagem alma do perfil I (a) e reforços (b).



Fonte: O autor, 2021.

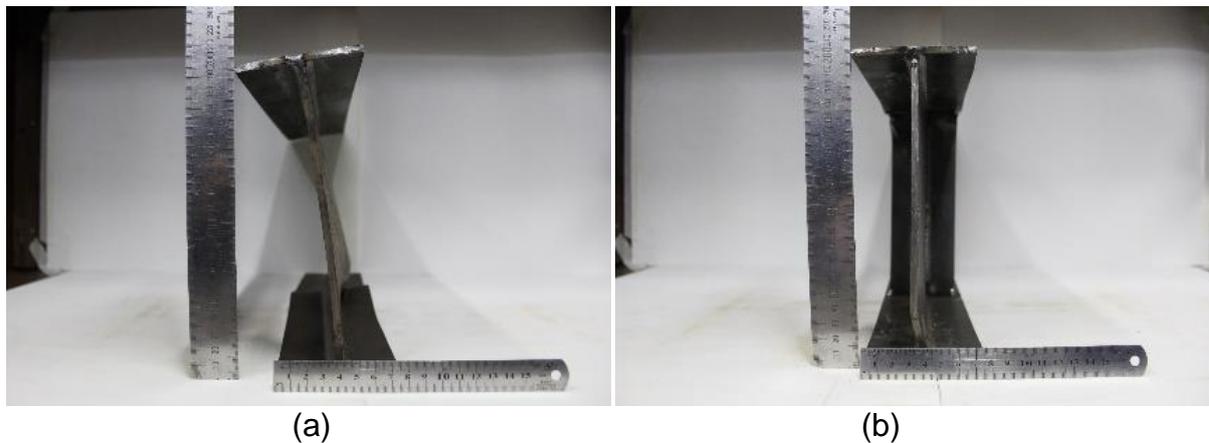
Na Figura 25 é apresentado em (a) CS com MB ASTM A36 sem reforços com flambagem da alma no centro do perfil I, e em (b) CS com MB ASTM A36 com reforços e flambagem localizada na extremidade do perfil. Na Figura 26 também são apresentados CS (a) sem e (b) com reforços porém com MB S700MC. Nota-se significativa redução na flambagem no MB S700MC sem reforços e praticamente nula na condição com reforços. Por sua vez, na Figura 27 é indicado a flambagem local dos reforços enrijecedores.

Figura 25 – Deformação devido à flambagem da alma nos CS. (a) Condição 01 e (b) Condição 02.



Fonte: O autor, 2021.

Figura 26 - Deformação devido à flambagem da alma nos CS. (a) Condição 05; (b) Condição 06.



Fonte: O autor, 2021.

Figura 27 - Flambagem dos reforços na condição 06.



Fonte: O autor, 2021.

Com base nas medições, os conjuntos soldados com MB ASTM A36 apresentaram maiores deformações empregando ou não reforços, porém quando aplicados os reforços alteraram os locais de deformação nos conjuntos soldados.

5 CONCLUSÕES

Neste trabalho foi estudada a influência do metal de adição e da inclusão de reforços enrijecedores em conjuntos soldados (CS) tipo perfil em I, elaborado com aços estruturais ASTM A36 e EN 10149-2 S700MC, quando submetidos a carregamento dinâmico decorrente de impacto estrutural.

Desde os resultados e discussões apresentadas, podem ser retiradas as seguintes conclusões:

- (1) Os CS produzidos com o MB S700MC apresentaram significativamente menores deformações comparados aos CS com ASTM A36.
- (2) Não foi observado maior resistência estrutural dos perfis soldados comparando os CS com os consumíveis ER 70S-6 e ER 110S-G, e embora as juntas soldadas produzidas com o consumível ER 110S-G apresentassem durezas máximas de 20 a 30% maiores, aparentemente não mostraram comportamento frágil.
- (3) Os CS produzidos com o MB ASTM A36 e sem aplicação de reforços enrijecedores apresentaram fratura junto ao MS na mesa superior do perfil I. Porém, quando aplicado reforços, os CS apresentaram fratura junto ao MS na mesa inferior.
- (4) Os CS produzidos com o MB S700MC apresentaram fratura junto ao MS na mesa superior, independentemente da aplicação ou não de reforços.
- (5) A aplicação de reforços enrijecedores atua de maneira eficaz aumentando o menor momento de inércia do perfil I e conseqüentemente reduzindo a flambagem da alma nos pontos onde são aplicados, porém sua aplicação acaba por transferir os esforços do ponto central onde ocorre o carregamento dinâmico para as regiões de apoio do conjunto soldado resultando assim numa flambagem local da alma próxima à mesa inferior do perfil I.

Com base nos resultados obtidos, para um conjunto soldado com as dimensões e carregamento testados, a combinação do MB ASTM A36 com MA ER70S-6 e reforços se mostrou mais adequada.

Como conclusão final, evidencia-se a importância do minucioso conhecimento das características mecânicas para adequada utilização dos aços estruturais, pois em alguns casos, apesar de maior resistência mecânica sob carregamento estático, esses aços podem apresentar diferente comportamento quando sofrem impacto estrutural.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Realizar análise metalúrgica dos conjuntos soldados.

Verificar se o comportamento de juntas soldadas usando a mesma metodologia, porém com diferentes tamanhos apresentam o mesmo comportamento quanto aos carregamentos dinâmicos de impacto estrutural.

Analisar o comportamento de conjuntos soldados em perfil “I” com diferentes comprimentos e distâncias de apoio.

Investigar o comportamento de diferentes perfis sob carregamento dinâmico de impacto estrutural.

Analisar os resultados obtidos com base nas teorias de falhas.

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

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

ANDRADE, L. G. C., **Impacto estrutural em membros soldados de aço**, Orientador: Ivan Guerra Machado. 2018. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais (PPGE3M) UFRGS, Porto Alegre, 2018.

ANDRADE, L. G. C.; MACHADO, I. G., **Efeitos do carregamento de impacto em perfis soldados de aço**. Soldagem & Inspeção, 22(4) Out 2017

ASM INTERNATIONAL, **ASM handbook. Volume 1: Properties and selection: irons, steels and high-performance alloys**, 10.ed. Metals handbook 1990. V.1, p. 389-423.

ASM INTERNATIONAL, **Heat Treating**. In: ASM Handbooks. ASM International, v. 1, 2008.

ASM INTERNATIONAL, **Metal Handbook, Nondestructive Evaluation and Quality**, 9 ed.. In: ASM Handbooks. ASM International, v. 17, 1989.

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

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

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

BHADESHIA, H. K. D. H. **Bainite in Steels**, 2 ed, London: Institute of Materials, 2001.

CHIAVERINI, V. **Aços e ferros fundidos: características gerais, tratamentos térmicos, principais tipos**. 7.ed. São Paulo: ABM, 2012.

COLPAERT, H. **Metalografia: dos produtos siderúrgicos comuns**. 4.ed. São Paulo: Blucher, 2015.

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

DEARDO, A. J., **Microalloyed strip steels for the 21st century**. Material Science Forum, 1998, p. 284-286.

DAL MOLIN, A. **Conjuntos soldados com juntas de filete submetidos a cargas de torção quase estática e de impacto estrutural "no plano"**. Orientador: Ivan Guerra Machado. 2020. Tese (Doutorado) – Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais (PPGE3M) UFRGS, Porto Alegre, 2020.

DAL MOLIN, A.; MACHADO, I. G., **Weldments with fillet joints submitted to "in-plane" quasi-static and impact torsion loads**. International Journal of Development Research, 2020, p.36407-36416.

DOWLING, P.J; HARDING, J.E.; BJORHOVDE, R., **Constructional Steel Design, An In-ternational Guide**, Elsevier Applied Science, London, 1992

ESAB. Certificado de qualidade dos consumíveis. Disponível em: <https://www3.esab.com.br/certificado.asp>. Acesso em out. 2021.

ESAB BR – **Soldagem Mig/Mag**, 25 de janeiro de 2005.

GALLEGO, J., MORALES, E. V., KESTENBACK, HANS-JURGEN. **Estudo quantitativo dos mecanismos de endurecimento em aços comerciais microligados com vanádio**. Revista Matéria, V. 10, 2005, n. 3, p381 – 391.

GORENC, B., TINYOU R., SYAM A., **Steel Designer's Handbook**. University of New South Wales, Sydney 1981.

GORNI, A. A, SILVEIRA, J. H. D., REIS, J. S. de S. **Aços microligados na fabricação de tubos soldados com grandes diâmetros**. Tubo&Companhia, 2009, p.52 - 63.

HAYTHORNTHWAITE, R. M., **Beams with full end fixity**. Engineering 183, 110-12, 1957.

HICKS, J. **Welded Joint Design**, 3ed, Nova Iorque: Industrial Press, Inc, 2000.

HODGE, P. G., **Plastic Analysis of Structures**, McGraw-Hill, New York, 1959.

IBRAHIM, I. A. MOHAMAT, S. A. AMIR, A. GHALIB, A. **The Effect of Gas Metal Arc Welding (GMAW) processes on different welding parameters**. Procedia Engineering, 2012, v. 41, p. 1502 – 1506.

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

JONES, N. **Structural impact**. 1ed, Cambridge, UK: Cambridge University Press, 1997

LANCASTER, J. F. **Metallurgy of Welding**. 6^a. ed. Cambridge, England: Woodhead Publishing Limited, 1999.

LINNERT, G. E.; **Welding Metallurgy: Carbon and Alloy Steels**. 4^a ed. Miami, ASM International, 1994.

MACHADO, I. G. **Soldagem e técnicas conexas: Processos**. Ivan Guerra Machado. Porto Alegre: Editado pelo autor, 1996. Edição esgotada, mas disponível gratuitamente em formato “.pdf” no Lume da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS), no Link: <http://hdl.handle.net/10183/213243>.

MACHADO, I. G., **Condução de Calor na Soldagem: Fundamentos & Aplicações**, 1ed, Imprensa Livre Editora, Porto Alegre, 2000. Edição esgotada, mas disponível gratuitamente em formato “.pdf” no Lume da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS), no Link: <http://hdl.handle.net/10183/213605>.

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.

MAGNABOSCO, R.; ROSSETO, L. C. **Toughness of two HSLA steel sheets**. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, v.25, n.2, p. 170-173, 2003.

MILLER, D. K. **Welding of steel bridges: highway structures design handbook**. The Lincoln Electric Company. USA, 1994.

MODENESI, P.; MARQUES, P.; SANTOS, D. B., **Introdução à física do arco elétrico**, UFMG, Belo Horizonte, Janeiro, 2012.

MOHRBACHER, H. **Principal effects of Mo in HSLA steels and cross effects with microalloying elements**. International Seminar in Applications of Mo in Steels, Beijing, China, 2010.

MOREIRA, H. S., **Estudo da influência dos parâmetros de soldagem MIG e da morfologia do cordão no comportamento à fadiga de juntas soldadas de um eixo traseiro veicular**. Escola Politécnica – USP/SP – 2008.

NATHAN, S. R. BALASUBRAMANIAN, V. MALARVIZHI, S. RAO, A. G. **Effect of welding processes on mechanical and microstructural characteristics of high strength low alloy naval grade steel joints.** Defence Technology, 2015, v. 11, p. 308 – 317.

PAMNANI, R. KARTHIK, V. VASUDEVAN, M. SAKTHIVEL, T. **Evaluation of mechanical properties across micro alloyed HSLA steel weld joints using Automated Ball Indentation.** Materials Science & Engineering A, 2015, v. 651, p. 214 – 223.

PAVLINA, E. J. VAN TINE, C. J. SPEER, J. G. **Effects of combined silicon and molybdenum alloying on the size and evolution of microalloy precipitates in HSLA steels containing niobium and titanium.** Materials Characterization, 2015, v. 102, p. 35 – 36.

PRASAD, K. DWIVEDI, D. K. **Some investigations on microstructure and mechanical properties of submerged arc welded HSLA steel joints.** International Journal Manufacturing Technology, 2008, v. 36, p. 475 – 483.

PETROBRÁS, **Enasio Não-Destrutivo – Líquido Penetrante**, Rio de Janeiro: Petrobrás, 2003.

SCOTTI, A; PONOMAREV, V., **Soldagem MIG/MAG: Melhor entendimento, melhor desempenho**, 1 ed, São Paulo: Artliber Editora Ltda, 2008.

SHI, Y. HAN, Z. **Effect of weld thermal cycle on microstructure and fracture toughness of simulated heat-affected zone for a 800MPa grade high strength low alloy steel.** Journal of materials processing technology, 2008, v. 207, p. 30 – 39.

SHU, Shimizu et al., **Flange vertical buckling of I-shaped steel girders.** Thin-Walled Structures v.107, p. 327–334, 2016

SILVA, A. L. V. D. C. E.; MEI, P. R. **Aços e ligas especiais.** 3^o. ed. São Paulo: Blucher, 2010.

SSAB TUNNPLAT, **Sheet steel joining handbook.** Sweden. SSAB Tunnplatt, Disponível em: <ssabdirect.com>, 2004 (Sheet Steel Joining Handbook: Joining of High Strength Steels).

SZULADZINSKI, G., **Formulas for Mechanical and Structural SHOCK and IMPACT.** 1 ed, Florida, US: CRC Press, 2010

TIMOSHENKO, S. P.; GOODIER, J. N. **Theory of Elasticity.** McGraw-Hill, 1970.

TOTTEN, G. E. **Steel Heat Treatment: Metallurgy and Technologies**. 2 ed, Portland: CRC Press, 2007.

YILDIRIM, H. C. MARQUIS, G. SONSINO, C. M. **Lightweight design with welded high-frequency mechanical impact (HFMI) treated high-strength steel joints from S700 under constant and variable amplitude loadings**. International Journal of Fatigue, 2015.

WAINER, E.; BRANDI, S. D.; MELO, F. D. H., **Soldagem: processo e metalurgia**, 4 ed, São Paulo: Editora Edgar BlucherLtda, 2004.

WANG, D. **Hydrogen cracking in multi-pass steel weld metals**, PhD Thesis, CIT, 1990, 261p

ZHANG, L. KANNENGIESSER, T. **Austenite grain growth and microstructure control in simulated heat affected zones of microalloyed HSLA steel**. Materials Science &Engineering A, 2014, v. 613, p. 326 – 335.

ANEXO A:

Figura 28 - Detalhamento do martelo de impacto

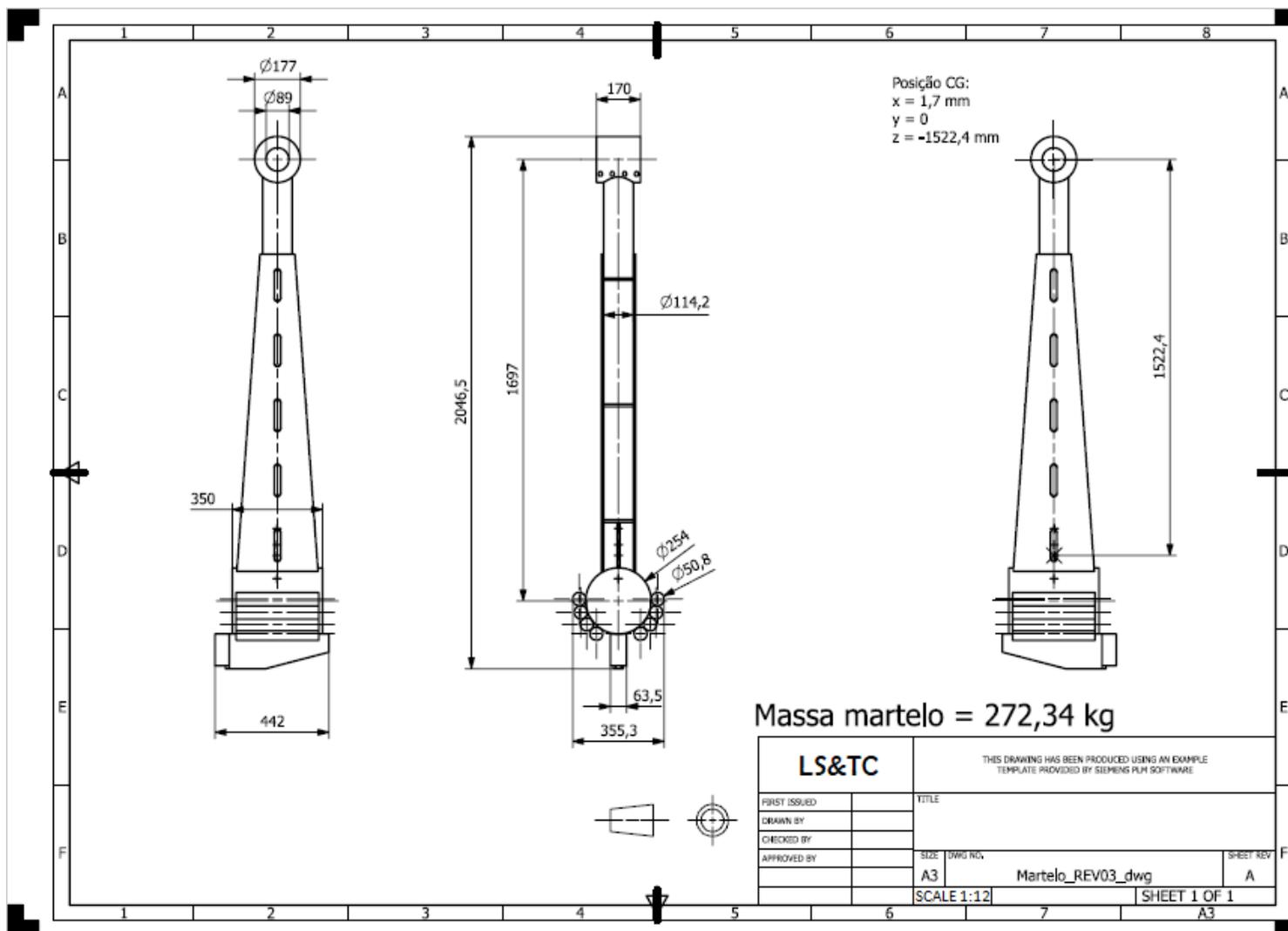


Figura 29 - Detalhamento dispositivo para ensaio de impacto estrutural

