

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

EFEITOS DA ENERGIA DE SOLDAGEM E CONSUMÍVEIS SOBRE A
RESISTÊNCIA À FLEXÃO DE JUNTAS “T” SOLDADAS EM PERFIS TUBULARES

Rafael Luciano Dalcin
Engenheiro Mecânico

Porto Alegre
2016

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

EFEITOS DA ENERGIA DE SOLDAGEM E CONSUMÍVEIS SOBRE A
RESISTÊNCIA À FLEXÃO DE JUNTAS “T” SOLDADAS EM PERFIS TUBULARES

Rafael Luciano Dalcin
Engenheiro Mecânico

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

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Porto Alegre
2016

EFEITOS DA ENERGIA DE SOLDAGEM E CONSUMÍVEIS SOBRE A
RESISTÊNCIA À FLEXÃO DE JUNTAS “T” SOLDADAS EM PERFIS TUBULARES

DISSERTAÇÃO

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

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

por
Rafael Luciano Dalcin
Engenheiro Mecânico

2016

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. José Antônio Esmerio Mazzaferro (PROMECC - UFRGS)

Prof. Dr. Vinicius Karlinski de Barcellos (PPGE3M - UFRGS)

Prof. Dr. Richard Thomas Lermen (IMED)

Prof. Dr. Carlos Pérez Bergmann
Coordenador do PPGE3M

DEDICATÓRIA

Dedico esta dissertação à minha família, especialmente aos meus pais, Gerônimo Dalcin e Inês Zucatto Dalcin, a meu irmão Leandro Régis Dalcin, e a todos que contribuíram para a realização deste trabalho.

**“Não é o mais forte que sobrevive, nem o mais inteligente.
Quem sobrevive é o mais disposto à mudança”.**
(Charles Darwin)

AGRADECIMENTOS

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

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

À SSAB e especialmente aos Engenheiros: João Ricardo Boff Preichard e Lisandro Peliciolli, pelo conhecimento transmitido e por terem fornecido o aço DOMEX 700 MC.

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

Aos professores e colegas do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais - PPGE3M, especialmente, ao Professor Toni Roger Schifelhain de Lima; Doutor Vinícius Martins; Doutorandos: João Paulo Sarmiento Porto; Angela Selau Marques; Luciano Aparecido Kempinski; Juliana Zottis; Vinicius Waechter Dias e Rodrigo Afonso Hatwig; Mestre Ann Katrin; Mestrandos: Gilceu Cardoso e Vanessa Moura de Souza; Graduandos: Kíssia Carolina Bertoluci; Mateus Sotelo Menezes; Hugo Tenório Kemmerich, por terem contribuído para minha formação e pela amizade.

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

Ao Prof. Dr. Richard Thomas Lermen pela motivação desde os tempos da Graduação.

Ao CNPq (Brasil) pelo suporte financeiro.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	V
LISTA DE TABELAS.....	VIII
LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS.....	IX
RESUMO.....	X
ABSTRACT.....	XI
1. INTRODUÇÃO.....	1
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	3
2.1 Processos de Fabricação e Aspectos Metalúrgicos dos Aços TMCP.....	3
2.1.1 Características do Processo Termomecânico de Laminação Controlada.....	3
2.1.2 Soldabilidade dos Aços TMCP.....	5
2.1.3 Efeitos da Energia de Soldagem e Consumíveis sobre a ZAC dos Aços TMCP.....	7
2.2 Componentes Estruturais Formados por Perfis Tubulares.....	10
2.2.1 Classificações dos Componentes Estruturais Conforme a Rigidez.....	10
2.2.2 Especificações de Dimensionamento da Solda.....	11
2.2.3 Tensões Normais e Cisalhamento para Vigas em Flexão.....	14
2.2.4 Alguns Trabalhos sobre Estruturas Soldadas Submetidas à Flexão.....	15
2.3 Método Experimental de Extensometria para Medições de Deformações.....	18
2.3.1 Características dos Extensômetros de Resistência Elétrica.....	18
2.3.2 Princípio de Funcionamento dos Extensômetros de Resistência Elétrica.....	19
2.3.3 Análise de Medidas.....	21
2.3.4 Técnicas de Medição.....	23
2.3.5 Exemplos de Conexões de Pontes.....	24
3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	26

3.1	Ensaio de Caracterização.....	26
3.1.1	Metal Base.....	26
3.1.2	Procedimento de Soldagem.....	27
3.1.3	Caracterização das Juntas Soldadas.....	30
3.2	Materiais e Métodos para a Flexão dos Conjuntos Soldados.....	31
3.2.1	Caracterização do Sistema.....	31
3.2.2	Procedimentos Adotados para Execução do Ensaio.....	33
3.2.3	Procedimento de Colagem dos Extensômetros.....	35
3.2.4	Métodos de Calibração dos Sensores e Transdutores no Sistema de Aquisição.....	36
4.	APRESENTAÇÃO E DISCUSSÕES DOS RESULTADOS.....	38
4.1	Caracterização das Amostras.....	38
4.1.1	Análises das Macrofotografias e Geometrias das Juntas.....	38
4.1.2	Análises dos Ciclos Térmicos.....	42
4.1.3	Análise dos Perfis de Microdureza.....	43
4.2	Resistência à Flexão das Juntas “T” Soldadas em Perfis Tubulares Quadrados... 45	
4.2.1	Propriedades Geométricas da Seção Transversal dos Perfis Tubulares.....	45
4.2.2	Efeitos da Energia de Soldagem e Consumíveis sobre as Juntas Soldadas....	46
4.2.3	Tensões Normais e de Cisalhamento Obtidas a partir da Força Máxima.....	48
4.2.4	Regiões de Fratura dos Corpos de Prova.....	51
5.	CONCLUSÕES.....	55
6.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	57
7.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	58
8.	ANEXOS.....	65

LISTA DE FIGURAS

Figura 1	Tamanho do grão da austenita e nucleação da ferrita em função da evolução dos parâmetros de laminação	4
Figura 2	Diagrama de Graville para estimativa da soldabilidade dos aços em função do teor de carbono e da porcentagem de carbono equivalente.....	6
Figura 3	Perfil de dureza típico de uma junta soldada de aço DOMEX 700 MC	8
Figura 4	Influência da energia de soldagem na taxa de resfriamento	8
Figura 5	Máxima energia de soldagem recomendada para atender os requisitos mínimos do MB.....	10
Figura 6	Momento em função da rotação.....	11
Figura 7	Principais características e tensões atuando no plano determinado pela garganta em uma junta soldada de filete	13
Figura 8	Tensões de flexão em uma viga engastada: (a) Tensão normal; (b) Tensão de cisalhamento	14
Figura 9	Extensômetro uniaxial	22
Figura 10	Extensômetro triaxial (roseta retangular ou 45°).....	22
Figura 11	Representação do circuito de ponte de Wheatstone	23
Figura 12	Ligação ¼ de ponte com 3 fios.....	25
Figura 13	Microestrutura do MB transversal ao sentido de laminação.....	27
Figura 14	Peças montadas no dispositivo e posicionadas para a soldagem: (a) Solda transversal; (b) Solda longitudinal.	28
Figura 15	Juntas soldadas na posição plana: (a) Conjunto soldado em todo o contorno; (b) Junta transversal; (c) Junta longitudinal.	28
Figura 16	Vista da seção transversal dos cordões de solda: (a) Solda transversal; (b) Solda longitudinal; (c) Solda em todo o contorno.	29
Figura 17	Configuração da junta existente antes da soldagem: (a) Junta longitudinal; (b) Junta transversal.....	31
Figura 18	Desenho esquemático da linha onde foram realizados os perfis de microdureza: (a) Junta transversal; (b) Junta longitudinal.	31
Figura 19	Vista geral do sistema montado para o ensaio de flexão simples.....	32

Figura 20	(a) Conjunto montado no pórtico de fixação, sendo submetido à flexão simples; (b) Desenho esquemático do ensaio de flexão simples.	34
Figura 21	Macrofotografias das juntas soldadas longitudinais atacadas com Nital 2% - (1) 0,3 kJ/mm; (2) 0,6 kJ/mm; (3) 0,9 kJ/mm; (4) 1,2 kJ/mm; (5) 1,4 kJ/mm; (6) 1,6 kJ/mm: (a) Consumível AWS ER80S-G; (b) Consumível AWS ER120S-G.	38
Figura 22	Macrofotografias das juntas soldadas transversais atacadas com Nital 2% - (1) 0,3 kJ/mm; (2) 0,6 kJ/mm; (3) 0,9 kJ/mm; (4) 1,2 kJ/mm; (5) 1,4 kJ/mm; (6) 1,6 kJ/mm: (a) Consumível AWS ER80S-G; (b) Consumível AWS ER120S-G.	39
Figura 23	Energia de soldagem <i>versus</i> : (a) Área total do MS; (b) Área do MS (sem reforço).....	40
Figura 24	Energia de soldagem <i>versus</i> : (a) Garganta; (b) Largura máxima do MS.	40
Figura 25	Área do MB fundido <i>versus</i> energia de soldagem: (a) Juntas soldadas com consumível AWS ER120S-G; (b) Juntas soldadas com consumível AWS ER80S-G.	41
Figura 26	Efeito da energia de soldagem sobre: (a) Área total da RCG da ZAC; (b) Largura máxima da RCG da ZAC.	41
Figura 27	(a) Ciclo térmico da junta soldada longitudinal com consumível AWS ER80S-G e 1,6 kJ/mm; (b) Intervalo $\Delta t_{8/5}$ em função da energia de soldagem.	43
Figura 28	Perfis de microdureza das juntas longitudinais soldadas com diferentes energias de soldagem: (a) 0,3 kJ/mm; (b) 0,6 kJ/mm; (c) 0,9 kJ/mm; (d) 1,2 kJ/mm; (e) 1,4 kJ/mm; (f) 1,6 kJ/mm.	44
Figura 29	Efeito do $\Delta t_{8/5}$ sobre: (a) Microdureza mínima da ZAC; (b) Microdureza mínima do MS.	45
Figura 30	Seção transversal dos perfis tubulares quadrados.....	45
Figura 31	Efeitos da energia de soldagem e da área da seção resistente sobre a força máxima das juntas soldadas longitudinais e transversais: (a) E1 a E6; (b) E7 a E12.....	47
Figura 32	Efeitos da energia de soldagem e da área da seção resistente sobre a força máxima das juntas soldadas em todo o contorno: (a) E13 a E18; (b) E19 a E24.....	47
Figura 33	Tensão e deformação dos experimentos E1 a E6, obtido a partir da força máxima: (a) Tensão e deformação normal; (b) Tensão e deformação de cisalhamento.....	49
Figura 34	Tensão e deformação dos experimentos E7 a E12, obtido a partir da força máxima: (a) Tensão e deformação normal; (b) Tensão e deformação de cisalhamento.....	49
Figura 35	Tensão e deformação dos experimentos E13/120 a E18/120, obtido a partir da força máxima: (a) Tensão e deformação normal; (b) Tensão e deformação de cisalhamento.	50

Figura 36	Tensão e deformação dos experimentos E19/80 a E24/80, obtido a partir da força máxima: (a) Tensão e deformação normal; (b) Tensão e deformação de cisalhamento.....	50
Figura 37	Juntas longitudinais soldadas com consumível AWS ER120S-G e fraturadas por flexão simples - (1) 0,3 kJ/mm; (2) 0,6 kJ/mm; (3) 0,9 kJ/mm; (4) 1,2 kJ/mm; (5) 1,4 kJ/mm; (6) 1,6 kJ/mm: (a) Fotografias; (b) Macrofotografias.	51
Figura 38	Juntas transversais soldadas com consumível AWS ER120S-G e fraturadas por flexão simples - (1) 0,3 kJ/mm; (2) 0,6 kJ/mm; (3) 0,9 kJ/mm; (4) 1,2 kJ/mm; (5) 1,4 kJ/mm; (6) 1,6 kJ/mm: (a) Fotografias; (b) Macrofotografias.	52
Figura 39	Juntas soldadas em todo o contorno do perfil quadrado com consumível AWS ER120S-G e fraturadas por flexão simples - (1) 0,3 kJ/mm; (2) 0,6 kJ/mm; (3) 0,9 kJ/mm; (4) 1,2 kJ/mm; (5) 1,4 kJ/mm; (6) 1,6 kJ/mm: (a) Fotografias; (b, c) Macrofotografias.....	52
Figura 40	Juntas soldadas em todo o contorno do perfil quadrado com consumível AWS ER80S-G e fraturadas por flexão simples - (1) 0,3 kJ/mm; (2) 0,6 kJ/mm; (3) 0,9 kJ/mm; (4) 1,2 kJ/mm; (5) 1,4 kJ/mm; (6) 1,6 kJ/mm: (a) Fotografias; (b, c) Macrofotografias.....	53
Figura 41	Curva típica do aço DOMEX 700 MC (tensão <i>versus</i> alongamento).....	65
Figura 42	Ângulo de rotação no ponto onde a estrutura recebeu a força máxima antes de romper.....	66

LISTA DE TABELAS

Tabela 1	Composição química medida do metal base.	26
Tabela 2	Propriedades mecânicas medidas do metal base.	27
Tabela 3	Propriedades mecânicas do metal de adição (valores mínimos).	29
Tabela 4	Parâmetros utilizados para a realização dos cordões de solda.	30
Tabela 5	Juntas obtidas e suas características.	34
Tabela 6	Comparação entre os resultados teóricos e experimentais.	37
Tabela 7	Propriedades geométricas da seção transversal quadrada.	46
Tabela 8	Especificações da célula de carga Q-10T.	65
Tabela 9	Resultados experimentais das estruturas soldadas submetidas à flexão.	66

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

TMCP= Produzido por processamento termomecânico controlado.

MBC= Metal base curvado (conformado).

MBI= Metal base inalterado.

ZAC= Zona afetada pelo calor.

MAG= Processo de soldagem com eletrodo consumível e com proteção por gás “ativo” (oxidante).

f_u = Limite de resistência a tração.

f_y = Limite de escoamento.

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

v= Velocidade de soldagem (mm/s).

η = Eficiência térmica.

CE= Carbono equivalente.

A_s = Área da seção resistente.

$\Delta t_{8/5}$ = Intervalo de tempo entre 800 e 500 °C (s).

HV= Microdureza (HV 0,5).

M= Momento fletor.

V= Esforço cortante.

τ = Tensão de cisalhamento.

σ = Tensão normal.

ERE= Extensômetro de resistência elétrica.

RESUMO

O uso de aços de alta resistência mecânica vem crescendo significativamente, principalmente em situações onde é necessário um material com grande limite elástico para a conformação a frio e boa soldabilidade. Nessas aplicações, a elevada resistência reduz o peso e/ou aumenta a carga que pode ser suportada pelas estruturas produzidas. A introdução dos aços fabricados por processamento termomecânico controlado (TMCP) demandou maiores propriedades mecânicas e metalúrgicas das juntas soldadas sobre eles produzidas. Em função desses fatores, a energia de soldagem é estritamente limitada, e para evitar uma eventual redução da resistência mecânica da zona afetada pelo calor (ZAC), é necessário testar os procedimentos de soldagem próximos daqueles que serão usados na estrutura real.

O objetivo deste estudo é obter dados detalhados referentes à eficiência mecânica de juntas soldadas por MAG e com diferentes energias, sobre perfis tubulares quadrados em aço TMCP, formando um conjunto soldado coluna/viga. Seis energias de soldagem e dois metais de adição foram utilizados (AWS ER80S-G e AWS ER120S-G), o primeiro somente com as soldas posicionadas em todo o contorno do perfil, e o segundo com soldas em todo o contorno, transversais e longitudinais em relação à direção de aplicação da carga. Vinte e quatro estruturas foram soldadas, instrumentadas e submetidas à flexão.

Comparando as juntas soldadas com mesma energia, observou-se maior resistência à flexão nas soldas longitudinais e em todo contorno, e valores inferiores para soldas transversais. Além disso, pôde ser constatado que 1,2 kJ/mm de energia de soldagem deu os melhores resultados para as juntas soldadas com ambos os consumíveis, uma vez que até esse valor a área da seção resistente das juntas soldadas aumentou significativamente. O uso de energias mais elevadas não foi eficaz para aumentar a resistência à flexão das juntas soldadas ora investigadas, pois o efeito da energia de soldagem sobre a redução da dureza e, conseqüentemente, resistência mecânica da ZAC, aparentemente se sobrepõe ao aumento da área da seção resistente da junta soldada.

Palavras-chave: Soldagem MAG. Energia de Soldagem. Perfil Tubular. Flexão Simples. Resistência Mecânica da Junta Soldada.

ABSTRACT

The use of high strength steels is growing significantly, especially in situations where it is necessary a material with high strength for cold forming and good weldability. In these applications, the high strength decreases the weight and/or increases the load that can be supported by the structures produced. The introduction of steels made by thermomechanical controlled processing (TMCP) demanded higher mechanical and metallurgical properties of the welded joints produced on them. Given these factors, the heat input is strictly limited, and to avoid any reduction in the mechanical strength of the heat affected zone (HAZ), it is required to test welding procedures close to those that will be used in the actual structure.

The aim of this study is to obtain detailed data on the mechanical efficiency of welded joints with GMAW and different heat inputs, on square tubular profiles in TMCP steel, disposed as a column/beam weldment. Six different heat inputs and two filler metals were used (AWS ER80S-G and AWS ER120S-G), the first one with the welds located around the profile contour, and the second one with welds all around the profile, transverse and longitudinal to the axis of the weld bead. Twenty-four welded structures were instrumented and subjected to bending.

Comparing the welded joints with the same heat input, it can be noticed that higher bending strength is obtained from all-around contour and longitudinal welds, and lower values for the transverse welds. Moreover, it could be seen of 1.2 kJ/mm heat input gave optimum results to the welded joints with both consumables, since up to this value the area of the resistant section of welded joints increased significantly. The use of higher heat inputs was not effective to increase the bending strength of the welded joints herein investigated, since the effect of heat input on the reduction of the hardness and, consequently, mechanical strength of the HAZ, apparently overrides the increase in the area of the resistant section of the welded joint.

Key-words: GMAW. Heat Input. Tubular Profile. Simple Bending. Welded Joint Mechanical Strength.

1. INTRODUÇÃO

A indústria siderúrgica tem dedicado grande esforço na pesquisa por meios de promover a redução do teor de carbono e, assim, melhorar a tenacidade e a soldabilidade dos aços sem penalizar a sua resistência mecânica (RAJAN *et al.*, 2011). Dentre os aços desse tipo disponíveis comercialmente enquadra-se o DOMEX 700 MCTM, laminado a quente e que segundo a SSAB TUNNPLAT (2004) satisfaz ou ultrapassa o requerido pela EN 10149-2 (1995). Estes aços são produzidos pelo processo termomecânico controlado (TMCP) e geralmente são empregados em aplicações tais como guindastes, equipamentos para terraplanagem, implementos rodoviários e agrícolas, inclusive carrocerias de ônibus e na indústria automotiva (SSAB TUNNPLAT, 2004).

A utilização de aços DOMEX 700 MCTM em conjuntos soldados está ainda pouco explorada, principalmente no que diz respeito a validade das regras impostas em diversas normas e Códigos para esta classe de aços. Este material apresenta algumas características que impedem o uso dos conceitos regulamentares empregados em aços estruturais comuns, justamente por apresentar menor ductilidade, e conseqüentemente razão f_u/f_y (limite de resistência a tração/limite de escoamento) consideravelmente inferiores aos aços estruturais comuns, tornando os fenômenos de instabilidade potencialmente mais críticos (ALVES, 2008; MACHADO, 2013).

Atualmente é insuficiente o conhecimento sobre a eventual redução da resistência da zona afetada pelo calor (ZAC) para as juntas soldadas utilizando-se os aços TMCP. Isto diminui a esperada (pelo projetista) resistência mecânica do projeto e, para evitar falhas, muitas vezes catastróficas, é necessário o engenheiro dispor de dados muito mais exatos sobre as propriedades mecânicas da junta soldada (MACHADO, 2013). No entanto, este caso não é o usual, e como os fabricantes do aço geralmente não disponibilizam em detalhe a eficiência mecânica das juntas soldadas, estes resultados dependem das condições de soldagem. Porém, nesse procedimento pelo menos dois fatos importantes são ignorados: o ciclo térmico e o seu efeito sobre a eficiência mecânica da junta soldada.

Apesar da aparente simplicidade das juntas soldadas, modelagens por elementos finitos mostram que são extremamente complexos os sistemas internos de tensões através

dos quais a transferência de carga ocorre entre os membros (MACHADO, 2011). A integridade (estrutural) não depende somente das propriedades mecânicas individuais dos membros que compõem a estrutura, mas é consequência de diversos outros fatores, inclusive do tipo do carregamento e do estado de tensões (MACHADO, 2013). As concentrações de tensões produzidas pelas juntas soldadas reduzem a resistência em carregamento estático e diminuem muito a resistência à fadiga dos membros que conectam, assim como a intensidade da carga de impacto que suportam (MACHADO, 2011).

Por diversas razões, certos membros de estruturas podem sofrer deformação prévia antes de serem posicionados. Isso deve ser tratado com extrema precaução, pois apesar dos ganhos com resistência, em geral há severa redução da ductilidade. Além do mais, caso as juntas soldadas sejam produzidas na ou próximo da região deformada, ocorrerá excessivo crescimento dos grãos e acentuadas quedas de resistência e tenacidade (MACHADO, 2012). Quando submetidas a carregamento, as juntas soldadas usualmente fraturam nas regiões de menor dureza da ZAC, pois nelas a resistência mecânica será inferior ao metal base (MB). Para garantir que as propriedades mecânicas não sejam comprometidas nas juntas soldadas sobre estes aços, é recomendado o uso de energia de soldagem relativamente baixa, ou seja, menor do que aproximadamente 1 kJ/mm (SSAB TUNNPLAT, 2004).

Portanto, o objetivo maior deste trabalho, realizado no laboratório de soldagem e técnicas conexas (LS&TC) é verificar os efeitos da energia de soldagem sobre possíveis quedas de resistência na ZAC e avaliar a influência do metal de adição e/ou posição do cordão de solda sob a resistência à flexão das juntas soldadas pelo processo MAG automático (posição plana) sobre conjuntos em “T” formado entre perfis tubulares quadrados do aço DOMEX 700 MC™.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Processos de Fabricação e Aspectos Metalúrgicos dos Aços TMCP

2.1.1 Características do Processo Termomecânico de Laminação Controlada

Técnicas de produção de aços envolvendo micro adição de elementos de liga e estritos controles do aquecimento, da laminação e do resfriamento produzem microestruturas capazes de desenvolver elevadas propriedades mecânicas, que dentro de certos limites de resistência e espessura podem ser alcançadas sem a necessidade de tratamento térmico após a laminação. De forma geral esse procedimento é denominado processamento termomecânico controlado (TMCP) e através dele são obtidas diversas categorias de aços (GLADMAN, 1997; BHADSHIA; HONEYCOMBE, 2006).

Neste contexto, o desenvolvimento dos aços TMCP tem sido voltado para otimizar o efeito do refino de grão no aumento da resistência e da tenacidade dos aços (GLADMAN, 1997; GHOSH *et al.*, 2003; BHADSHIA; HONEYCOMBE, 2006). Assim, a busca pela redução do teor de carbono e o aumento dos teores de manganês em aços processados por laminação controlada, levaram ao desenvolvimento de aços endurecidos por transformação de fase. Estes aços apresentam tensão de escoamento contínua e grande aumento na resistência a tração quando comparados aos aços convencionais (ferrita + perlita) (TAMURA *et al.*, 1988; BHADSHIA; HONEYCOMBE, 2006).

O processamento termomecânico controlado (TMCP) envolve o controle rigoroso da austenita durante a etapa de laminação a quente, de modo que os seus grãos se transformem em ferrita refinada ao final desta etapa. O conceito básico do TMCP é garantir/melhorar as propriedades mecânicas através do controle das mudanças microestruturais durante o processo de deformação a quente (ASM HANDBOOK, 2005). Para uma dada composição química, as propriedades mecânicas finais dependerão da taxa de resfriamento e da sequência de laminação. Para retardar, ou suprimir a recristalização da austenita deformada, são geralmente utilizados elementos químicos tais como boro, nióbio, titânio ou vanádio, usualmente em proporções variando entre 0,001% e alguns décimos por

cento. Deste modo, além das bandas de deformação no seu interior, são produzidos grãos muito alongados de austenita, com grande área nos seus contornos, que agem como sítios de nucleação para fases com grãos extremamente pequenos (BHADESHIA; HONEYCOMBE, 2006).

O refino de grão promovido pela laminação controlada pode ser entendido com maior clareza observando-se a Figura 1. Na laminação convencional de aços comuns, a nucleação da ferrita ocorre exclusivamente nos contornos de grão prévios da austenita. A redução da temperatura final de laminação promove uma microestrutura final mais refinada, mais resistente e tenaz. Já a laminação controlada faz com que a nucleação da ferrita também ocorra nas bandas de deformação intragranulares decorrentes do encruamento da austenita, refinando ainda mais a microestrutura final do material (KOZASU, 1992; GORNI *et al.*, 2010).

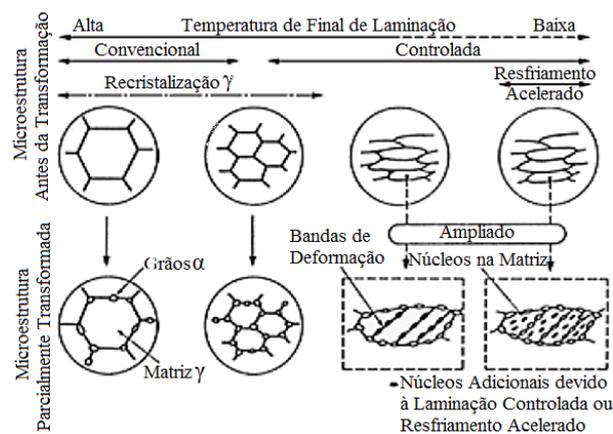


Figura 1 Tamanho do grão da austenita e nucleação da ferrita em função da evolução dos parâmetros de laminação (KOZASU, 1992).

A aplicação de processos termomecânicos na produção dos aços resulta em maiores propriedades mecânicas sem perdas na ductibilidade e na resistência à fratura frágil desses aços. O efeito combinado da adição de elementos de liga com o processamento termomecânico permite explorar diferentes mecanismos de endurecimento, tais como endurecimento por precipitação, por refino de grão e transformação de fases (martensita e bainita). Assim, os elementos de liga presentes nesses aços são capazes de formar precipitados durante a solidificação que podem permanecer não dissolvidos até mesmo para temperatura extremamente elevadas retardando o crescimento de grão através do ancoramento dos contornos de grão durante processos que ocorrem a elevadas temperaturas. Em função dos grãos austeníticos menores se transformarem em grãos

ferríticos refinados, estes elementos de liga além de promover o endurecimento por precipitação, também agem como refinadores de grão (MAITY *et al.*, 2007).

2.1.2 Soldabilidade dos Aços TMCP

Geralmente a soldabilidade de um aço está relacionada à sua susceptibilidade formação de trincas e a tenacidade na ZAC. Inúmeras normas estabelecem valores máximos para o carbono equivalente a fim de minimizar a formação de uma ZAC excessivamente dura e, conseqüentemente, a fissuração a frio. Através do carbono equivalente é possível relacionar a composição química de determinado aço com a tendência de o mesmo apresentar estruturas frágeis. O teor de carbono equivalente destes aços é especificado pelo *International Institute of Welding* (IIW) e a fórmula utilizada para o cálculo de carbono equivalente é expressa na Equação 1 (SSAB TUNNPLAT, 2004; ASM HANDBOOK, 2005).

$$CE_{IIW} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr+Mo+V}{5} + \frac{Cu+Ni}{15} \quad (1)$$

Onde: “ CE_{IIW} ” é a % do carbono equivalente, “C” % de carbono, “Mn” % de manganês, “Cr” % de cromo, “Mo” % de molibdênio, “V” % de vanádio, “Cu” % de cobre e “Ni” % de níquel.

Além da fórmula de estimativa do CE_{IIW} acima mencionada, muitas outras fórmulas podem ser utilizadas. Outro método gráfico para a estimativa de soldabilidade dos aços é através do diagrama de Graville apresentado na Figura 2, que compara o teor de carbono com a porcentagem de carbono equivalente (DAVIS, 2006).

De acordo com o diagrama de Graville mostrado na Figura 2, os aços TMCP (S700MC) estão na Zona I, portanto, esses aços têm baixo teor de carbono e baixa temperabilidade, assim, eles não são suscetíveis a fissuração a frio e não é necessário pré-aquecimento antes da soldagem (TAMURA *et al.*, 1988; SSAB TUNNPLAT, 2004; DAVIS, 2006).

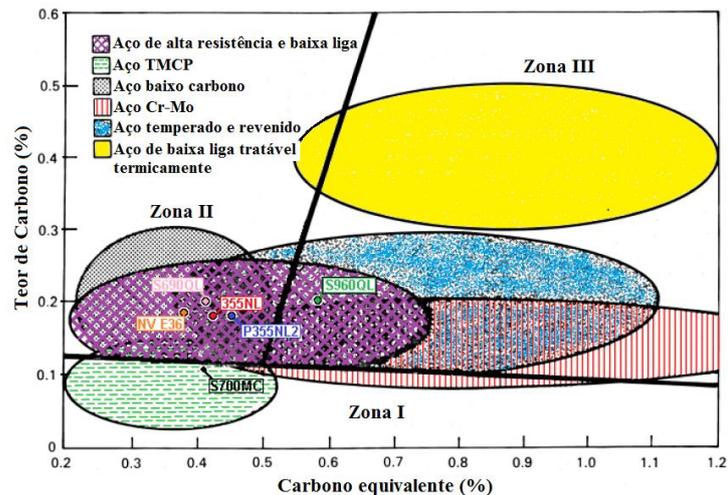


Figura 2 Diagrama de Graville para estimativa da soldabilidade dos aços em função do teor de carbono e da porcentagem de carbono equivalente (DAVIS, 2006).

De modo a aumentar a tenacidade da ZAC dos aços TMCP evitando a formação de microestruturas mistas contendo grãos grosseiros de ferrita pró-eutetóide e bainita superior no interior dos grãos, elementos de liga, tais como nióbio, titânio, vanádio e boro, são adicionados com o propósito de suprimir o crescimento de grão austenítico durante o ciclo térmico da soldagem através da formação de precipitados dispersos no MB, e aumentar a quantidade de sítios de nucleação da ferrita. Adicionalmente, os baixos teores de carbono e nitrogênio dos aços TMCP favorecem o aumento da tenacidade da ZAC destes aços, aumentando a tenacidade da matriz ferrítica e evitando a formação de martensita (TAMURA *et al.*, 1988; GLADMAN, 1997; ASM HANDBOOK, 2005; BHADESHIA; HONEYCOMBE, 2006).

Adições de nióbio e vanádio são frequentemente utilizadas nos aços avançados de alta resistência para inibir o processo de recristalização da austenita e para endurecimento por precipitação. Ambos estes elementos possuem grande influência nas propriedades mecânicas do MB, da ZAC e do MS. A tenacidade da ZAC diminui com o aumento dos teores de nióbio e vanádio. Teores de vanádio e nióbio entre 0,02 – 0,04% promovem o aumento da temperatura de transição dúctil-frágil e a redução da energia absorvida no impacto. O nióbio em solução sólida na austenita aumenta a sua temperabilidade e, deste modo, favorece a formação de bainita superior na ZAC e no MS, diminuindo as suas tenacidades (TAMURA *et al.*, 1988).

As ações conjuntas do processo de laminação controlada e do resfriamento acelerado favorecem a soldabilidade dos aços avançados de alta resistência a elevadas

energias de soldagem em termos de tenacidade da ZAC, além de aumentar soldabilidade destes aços a baixas energias de soldagem em termos de susceptibilidade a fratura (TAMURA *et al.*, 1988).

2.1.3 Efeitos da Energia de Soldagem e Consumíveis sobre a ZAC dos Aços TMCP

A energia de soldagem é descrita como a quantidade de energia imposta por determinada unidade de comprimento do cordão de solda pelo deslocamento de uma fonte de calor. Por sua vez, é dada por $[E=\eta.(U.I/v)]$, onde “E” é a energia de soldagem, “ η ” o rendimento do arco, “U” a tensão, “I” a corrente e “v” a velocidade de soldagem. Independente da sua origem, a energia de soldagem provoca notáveis alterações no MB e MS. Então, um fluxo térmico é estabelecido e exerce profunda influência sobre pelo menos os seguintes aspectos da junta soldada: macroestrutura de solidificação do MS; transformações microestruturais, crescimento de grãos, transformações de fase, etc.; propriedades mecânico metalúrgicas; descontinuidades; tensões residuais e deformações (MACHADO, 2000).

Os elementos de liga adicionados nos aços destinados à laminação controlada influenciam as propriedades mecânicas do metal de solda (MS) e a resistência mecânica da junta. Como o MS é diluído a partir do MB, as propriedades mecânicas do MS são influenciadas pelos elementos de liga do MS e do MB (TAMURA *et al.*, 1988; SSAB TUNNPLAT, 2004). Em geral, o alongamento de um membro diminui na medida em que a resistência ao escoamento do aço que o compõe aumenta (PIRINEN, 2013); porém a resistência estática de juntas soldadas depende das propriedades do MS, ZAC e MB (AKBARNEJAD, 2012).

Durante a soldagem dos aços DOMEX 700 MCTM são formadas na ZAC regiões de baixa dureza devido às alterações da microestrutura (decorrentes das temperaturas e tempos que a junta soldada fica exposta), além disso, a dureza e a microestrutura podem ser afetadas pela composição química do MB e do MS (SSAB TUNNPLAT, 2004; HOCHHAUSER *et al.*, 2012; BUNAZIV, 2013). A Figura 3 exibe a curva típica de dureza da junta soldada do aço DOMEX 700 MCTM.

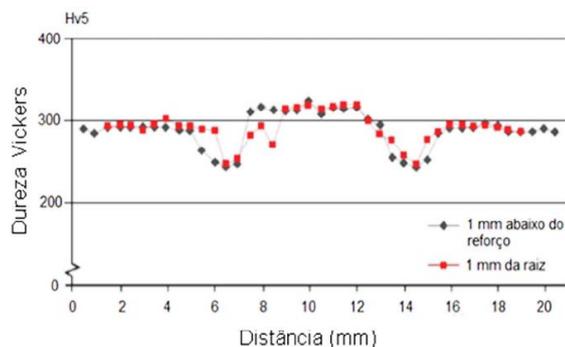


Figura 3 Perfil de dureza típico de uma junta soldada de aço DOMEX 700 MC (SSAB TUNNPLAT, 2004).

Uma grande proporção de inclusões e precipitações se dissolvem quando a temperatura é alta. Quando isso acontece, não há inclusões nem precipitações próximas ou na linha de fusão. Normalmente as descontinuidades ocorrem nas zonas de menor dureza da ZAC, pois nestas regiões a resistência da junta soldada será menor que o MB (SSAB TUNNPLAT, 2004). Testes laboratoriais com soldas de filete mostraram que não irão ocorrer trincas na ZAC se a dureza dos aços com tensão de escoamento 700 MPa for inferior a 400 Vickers (AWS D1.1, 2006).

O tempo de resfriamento entre 800°C e 500°C, é frequentemente usado na soldagem. A razão é que a taxa de resfriamento da junta soldada é muito importante para determinar a microestrutura e as propriedades mecânicas obtidas na junta (SSAB TUNNPLAT, 2004; EASTERLING, 1992; MACHADO, 2000), e principalmente, na ZAC (PIRINEN, 2013). A microestrutura local e as propriedades de qualquer ponto ao longo do cordão de solda são determinadas pelo ciclo térmico sofrido no ponto em questão, com o pico de temperatura diminuindo conforme o aumento da distância da linha central do cordão (MACHADO, 2000; KOU, 2003). A Figura 4 mostra os efeitos da energia de soldagem em relação a temperatura e tempo de resfriamento.

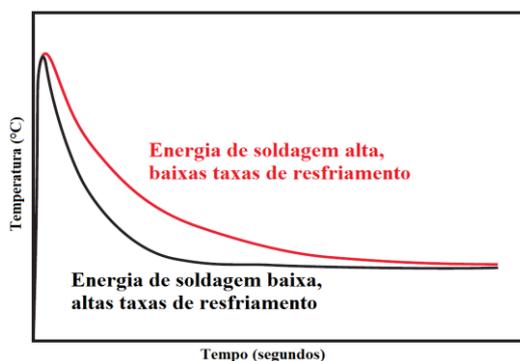


Figura 4 Influência da energia de soldagem na taxa de resfriamento (FUNDERBURK, 1999).

Conforme mostrado na Figura 4, as taxas de resfriamento são baixas com o uso de altas energias de soldagem; contudo, as taxas de resfriamento são altas quando empregado baixas energias de soldagem (FUNDERBURK, 1999; LANCASTER, 1999). A largura da ZAC irá aumentar e a dureza irá cair quando a soldagem for realizada com energias mais elevadas; portanto estes fatores devem ser controlados durante a soldagem (SSAB TUNNPLAT, 2004; KAPUSTKA *et al.*, 2008; HOCHHAUSER *et al.*, 2012; GÓRKA, 2013; PIRINEN, 2013; BUNAZIV, 2013).

A comum classificação da resistência dos consumíveis utilizados para a soldagem são *overmatching*, *matching* ou *undermatching*, ou resistência do MS superior, igual ou inferior ao MB, respectivamente (MILLER, 1994; AISC, 2006; MACHADO, 2012). Com o uso de consumíveis “*undermatching*” é possível minimizar a tendência à trinca, tanto no MS, quando no MB, devido ao MS ser mais dúctil. Estes consumíveis geralmente são usados para reduzir a concentração de tensão no MB, e podem ser usados para todos os tipos de solda e carregamento, exceto para juntas soldadas com penetração completa carregados em tração. Juntas soldadas com penetração completa em cisalhamento ou carregamento paralelo ao eixo longitudinal também podem ser soldadas com este consumível (MILLER, 1994; AISC, 2006; MACHADO, 2012).

Utilizando consumíveis “*overmatching*” é possível reduzir a massa do metal de adição, por outro lado, o emprego deste consumível introduz indesejáveis e altas tensões residuais, podendo originar trincas. A resistência do filete e das juntas soldadas com penetração parcial são controladas pela dimensão da garganta, comprimento de solda, e pela resistência mecânica do MS. Além disso, a resistência mecânica de uma junta soldada também depende da área da interface entre o MS e o MB. Para mesma carga, evidentemente quanto menor for esta área, maior será a tensão (cisalhamento ou normal), podendo resultar em esforço excessivo no MB. Em teoria, o metal de adição “*overmatching*” permite que os tamanhos das soldas sejam menores e com igual resistência mecânica àquelas produzidas com consumível “*undermatching*” (MILLER, 1994; AISC, 2006; MACHADO, 2012).

Neste sentido, a SSAB TUNNPLAT (2004) aconselha na Figura 5, que quando empregado o metal de adição “*matching*”, se deve utilizar a energia de soldagem mínima, contudo, quando empregados metais de adição “*overmatching*” é exigido uma energia de

soldagem mais elevada. Em vista da energia de soldagem especificada, MB com espessuras superiores a 5 mm devem ser soldados com vários passes, a fim de assegurar que os requisitos de resistência sejam satisfatórios.

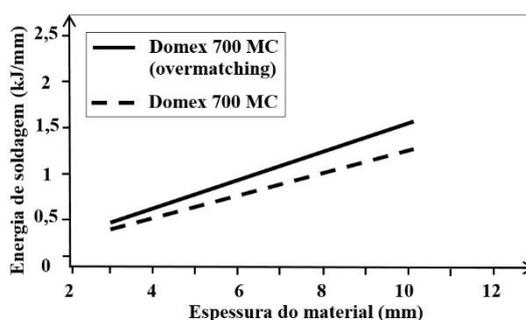


Figura 5 Máxima energia de soldagem recomendada para atender os requisitos mínimos do MB (SSAB TUNNPLAT, 2004).

Contando que a energia de soldagem durante o processo de soldagem não seja muito elevada, a resistência mecânica da junta não é significativamente alterada. Entretanto, com o aumento da energia de soldagem, a ZAC aumenta consideravelmente e promove a redução da resistência mecânica da junta soldada. Para garantir que as propriedades mecânicas não sejam comprometidas, energias de soldagem mais baixas são utilizadas na soldagem dos aços TMCP, e se forem utilizados métodos e parâmetros normais de soldagem, a ZAC é praticamente inexistente (SSAB TUNNPLAT, 2004).

2.2 Componentes Estruturais Formados por Perfis Tubulares

2.2.1 Classificações dos Componentes Estruturais Conforme a Rigidez

A utilização de perfis tubulares no Brasil tem aumentado muito nos últimos anos, mas as normas brasileiras que regem seu dimensionamento ainda não se encontram atualizadas, principalmente no que diz respeito ao dimensionamento de componentes estruturais soldados (LIMA *et al.*, 2005; TABET *et al.*, 2016).

As juntas soldadas nos modernos conceitos de projeto são consideradas componentes estruturais, tais como colunas e vigas, com propriedades de rigidez, resistência e capacidade de deformação (MACHADO, 2011). O conceito de que a estrutura sofrerá colapso, se em qualquer um dos seus pontos for excedido o limite de escoamento do material que a compõe, presume que a tensão para provocar falha é, obrigatoriamente, maior do que aquela de escoamento (MACHADO, 2013). Nessa fase ocorre o estado limite

de resistência do aço, uma vez que a estrutura não resiste mais aos esforços a ela transmitidos pelo sistema de aplicação de forças.

Em geral, não existem juntas completamente rígidas ou totalmente flexíveis e a grande questão é a determinação do mais próximo valor da ductilidade verdadeira da conexão. Além disso, as forças e as deformações empregadas no projeto da estrutura devem ser consistentes com as premissas usadas na análise estrutural e a performance pretendida das conexões (MACHADO, 2012). Para apresentar graficamente o comportamento dos três tipos de conexões (rígida, semirrígida e flexível) entre coluna e viga, a Figura 6 expõe o diagrama momento *versus* rotação.

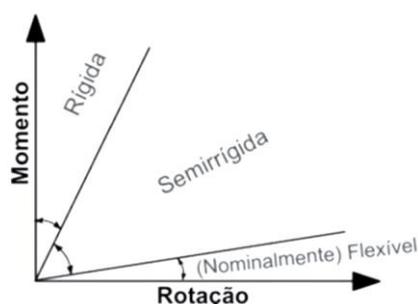


Figura 6 Momento em função da rotação (AISC, 2006).

No caso de a conexão ser flexível, o momento transmitido é desprezível, porém se a conexão for rígida, transmite momento com desprezível rotação entre os membros conectados. Entretanto, o uso de conexões semirrígidas permite a transferência dos momentos, mas a rotação entre os membros conectados não é desprezível e a conexão poderá apresentar resistência maior do que a viga (MACHADO, 2012; PFEIL; PFEIL, 2013).

2.2.2 Especificações de Dimensionamento da Solda

A resistência de uma junta soldada é dependente da combinação de resistência do MS com a área da seção transversal da solda. Se o produto da área vezes a resistência do MS exceder as forças aplicadas, a solda não deve falhar em serviço estático. As juntas soldadas podem ser projetadas para ter uma resistência que corresponde ou excede a resistência do MB, porém as soldas com descontinuidades podem afetar negativamente a resistência mecânica da junta soldada. Desta maneira, os filetes de solda devem apresentar dimensões mínimas para evitar o resfriamento brusco da solda por condução de calor e

assim garantir a fusão dos materiais, evitar a ocorrência de fraturas a frio e minimizar distorções (MILLER, 1994; AISC, 2006; NBR 8800, 2008; MACHADO, 2012).

A área do MS que resiste à fratura é o produto da garganta teórica multiplicado pelo comprimento da solda. No caso de uma junta a topo soldada com penetração completa, a garganta teórica é assumida como sendo igual à espessura da chapa (MILLER, 1994; AWS D1.1, 2006). A Eurocode 3 (2005); a AISC (2006) e a NBR 8800 (2008) especificam que a garganta efetiva, para uma solda de filete, não deverá ser inferior a 3 mm. Segundo a NBR 8800 (2008), o comprimento mínimo efetivo de um filete de solda, não pode ser inferior a 4 vezes sua dimensão nominal ou, então, essa dimensão nominal da solda deve ser estimada para não exceder $\frac{1}{4}$ de seu comprimento efetivo, porém, o comprimento efetivo de uma solda de filete não pode ser inferior a 40 mm.

Juntas soldadas de filete são amplamente utilizadas para transmitir cargas entre seus membros, então, dimensionar corretamente juntas soldadas sobre estruturas metálicas é possível evitar falhas, eventualmente catastróficas, além de reduzir custos e distorções (MACHADO, 2011). O dimensionamento destas soldas pode ser calculado seguindo recomendações da Eurocode 3 (2005); AISC (2006); AWS D1.1 (2006) e a NBR 8800 (2008), entre outras. Todas elas são baseadas em simplificações, as quais muitas vezes resumem-se em encontrar as forças agindo ortogonalmente no plano determinado pela garganta, com suas respectivas tensões neste plano e combinando-as de forma que seja satisfeito algum determinado critério (MACHADO, 2011).

A geometria da seção transversal da solda de filete, Figura 7, é considerado como sendo um triângulo retângulo isósceles, e a área da garganta é dada por $[A_s = a.L = (z/\sqrt{2}).L]$, o qual é determinado pela garganta “a”, tamanho “z”, comprimento (efetivo) “L”, entre as quais, as tensões resultantes sobre o plano ABCD são: σ_p = normal paralela ao eixo da solda; σ_o = normal ortogonal à seção da garganta; τ_p = de cisalhamento (no plano da garganta) paralela ao eixo da solda; τ_o = de cisalhamento (no plano da garganta) ortogonal ao eixo da solda (AWS D1.1, 2006; MACHADO, 2011).

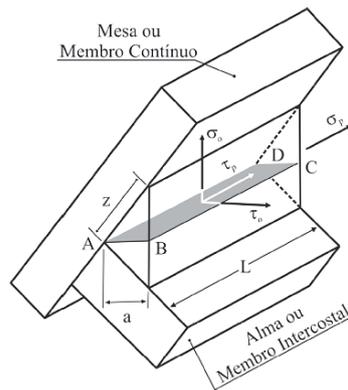


Figura 7 Principais características e tensões atuando no plano determinado pela garganta em uma junta soldada de filete (MACHADO, 2011).

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

O projeto baseado em fator de carga e resistência emprega o método dos estados limites, ou seja, a condição na qual uma estrutura ou parte dela alcançou sua máxima capacidade de suportar carga (estado limite de resistência). Este é um método para ajustar uma estrutura de forma que nenhum estado limite deverá ser excedido quando a mesma for submetida a todas combinações de cargas e fatores, e utiliza fatores individuais para cada carga e para a resistência. Devido aos diferentes fatores refletirem o grau de incerteza das distintas cargas e combinações das mesmas e a precisão na previsão da resistência, é possível uma confiabilidade mais uniforme (AISC, 2006; NBR 8800, 2008; MACHADO, 2012; PFEIL; PFEIL, 2013).

O projeto baseado em tensão admissível é caracterizado pelo uso de cargas de serviço não decompostas, em conjunto com um único fator de segurança aplicado a resistência admissível. Devido à imprevisibilidade das ações variáveis, não é possível estabelecer uma confiabilidade uniforme para toda a estrutura (AWS D1.1, 2006; MACHADO, 2012).

2.2.3 Tensões Normais e Cisalhamento para Vigas em Flexão

Qualquer força aplicada transversalmente ao eixo de um membro estrutural parcialmente apoiado produz momentos de flexão (M) ao longo do comprimento do membro. O fenômeno da flexão causa o encurvamento da estrutura, e para isso ocorrer, algumas fibras precisam sofrer alongamento e outras encurtamento. Além disso, existe uma fibra que não sofre alongamento, nem encurtamento, sendo denominada de linha neutra. Portanto, as tensões de flexão são nulas no eixo neutro e máximas na superfície externa da seção, conforme exibido na Figura 8(a). As tensões normais em uma viga são dadas pela fórmula da flexão [$\sigma=(M.c/I)$]. A fórmula mostra que a tensão de flexão “ σ ” é diretamente proporcional à distância “ c ” do eixo neutro e ao momento fletor “ M ” e inversamente proporcional ao momento de inércia “ I ” (BLODGETT, 1963; BLODGETT, 1966; BEER; JOHNSTON, 1995; FIALHO, 2007; GERE; GOODNO, 2009).

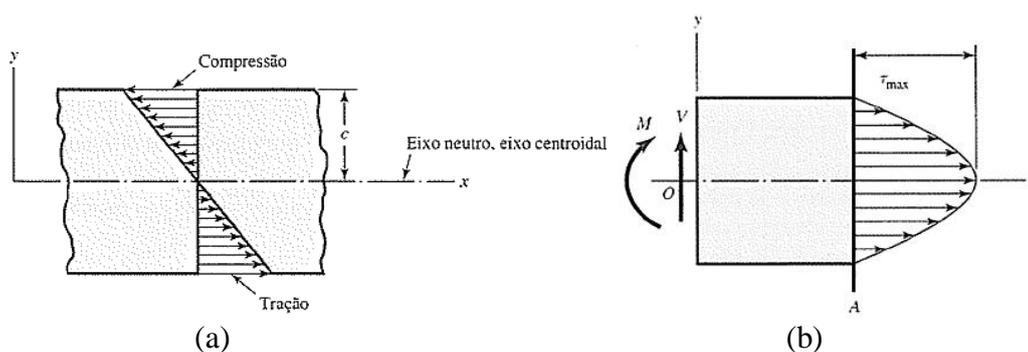


Figura 8 Tensões de flexão em uma viga engastada: (a) Tensão normal; (b) Tensão de cisalhamento (SHIGLEY *et al.*, 2005).

A Figura 8(b) mostra uma viga engastada e carregada por uma força “ P ”, onde uma força de cisalhamento (cortante) interna “ V ” e um momento fletor “ M ” deverão atuar na superfície cortada de modo a assegurar o equilíbrio. À medida que nos afastamos do eixo neutro de flexão, a tensão de cisalhamento decresce parabolicamente, até que seja zero nas superfícies externas (SHIGLEY *et al.*, 2005). As tensões de cisalhamento em um perfil quadrado vazado podem ser calculados pela fórmula [$\tau=V.Q/(I.2t)$], onde “ V ” a força cortante, “ Q ” o momento estático em relação à linha neutra da parte da seção transversal da viga localizada acima da posição considerada e “ t ” a espessura da parede do tubo nesta seção (BEER; JOHNSTON, 1995; GERE; GOODNO, 2009).

Conforme mostrado nas Figuras 8(a, b), as tensões normais “ σ ” são causadas pelo momento fletor e as tensões de cisalhamento “ τ ” são causadas pelo esforço cortante,

portanto, as tensões de cisalhamento são diferentes das tensões de normais, sendo constante do ponto de carregamento ao ponto de fixação e máxima na linha neutra. As tensões de cisalhamento aparecem num ângulo de ± 45 graus em relação ao eixo da viga e não são sobrepostas por tensões de flexão na região do plano neutro (LAIBLE, 2000; GERE; GOODNO, 2009).

2.2.4 Alguns Trabalhos sobre Estruturas Soldadas Submetidas à Flexão

Szlendak (1991) realizou uma pesquisa internacional intensiva e propôs uma formulação analítica para a determinação da carga última em conjuntos soldados entre coluna/viga formados por perfis tubulares retangulares. Na formulação descrita no artigo, o modo de falha previsto que governa o processo de ruptura é caracterizado pela deformação excessiva, no caso de juntas soldadas com baixa rigidez, e por fissuração, para o caso de juntas soldadas com alta rigidez.

Packer (1993) desenvolveu em seu artigo uma série de formulações para o dimensionamento de diversos tipos de conjuntos soldados entre perfis tubulares retangulares submetidos a carregamento estático. A formulação proposta tem como fundamentação avaliar o comportamento das conexões tubulares durante a ruptura, dessa forma, o estudo envolve estruturas soldadas submetidas a combinações entre momento fletor e esforço cortante.

Lima *et al.* (2005) apresentam em seu artigo uma revisão bibliográfica de diversos autores sobre a soldagem de conjuntos formados por perfis tubulares, seguida de uma análise computacional pelo método de elementos finitos em conjuntos soldados do tipo “T” em perfis tubulares quadrados, tendo como objetivo, investigar a formulação proposta no Eurocode 3 (2005). Os resultados obtidos mostraram que determinados limites considerados podem fornecer valores contra a segurança para conjuntos soldados formados por perfis de seção transversal quadrado.

Christitsas *et al.* (2007) realizaram estudos teóricos, numéricos e experimentais sobre coluna e viga soldadas entre perfis tubulares de seção quadrada oca sujeitas à flexão. Os cálculos teóricos foram baseados nas prescrições descritas no CIDECT por Kurobane *et al.* (2004) e no Eurocode 3 (2005). Um total de 24 modelos foram analisados com o método dos elementos finitos através do programa ABAQUS, considerando a não-

linearidade geométrica e do material, e os resultados foram comparados com os obtidos a partir do estudo experimental. De acordo com os resultados experimentais e a correlação com a análise computacional, foi verificado que o projeto da Eurocode 3 (2005) subestima a resistência das juntas convencionais por cerca de 50 a 70%, apesar dos resultados experimentais e a simulação apresentar certa coerência.

Na tese (doutorado) de Alves (2008) foi realizado uma avaliação experimental e numérica para diferentes modelos de juntas formado por coluna e viga de seção transversal I, utilizando dois tipos de aços avançados de alta resistência mecânica (classe S355 e S690). Nos resultados apresentados, o esforço de corte presente na viga reduz a capacidade resistente das componentes de tração e compressão, assim como a força máxima, porém, a diferença do esforço de corte só se verifica no regime plástico e deve-se ao fato de que em regime elástico, o esforço passa majoritariamente para a viga; mas no âmbito das grandes deformações, a parcela que passa pela plastificação da face da coluna torna-se significativa. De modo geral, os diferentes modelos apresentam deformações por instabilidade diferentes, em função do tipo de aço, dos diferentes modos de carregamento e das diferentes geometrias da viga.

Reis (2011) desenvolveu um estudo teórico, experimental e numérico em estruturas soldadas entre coluna de perfil tubular circular e viga de perfil com seção transversal I. A análise teórica foi realizada conforme recomendações de Wardenier *et al.* (2008) e do Eurocode 3 (2005), porém, as análises de elementos finitos foram desenvolvidas pelo programa computacional ANSYS e apresentaram resultados coerentes com os experimentais. O modo de falha que ocorreu nesses modelos foi a plastificação da face da coluna e todos os protótipos experimentais e numéricos apresentaram um comportamento semirrígido. Verificou-se ainda que houve um acréscimo de resistência na conexão devido ao aumento da altura da seção transversal da viga e/ou aumento da espessura da coluna tubular circular.

NUNES *et al.* (2012) apresentam um estudo teórico baseado em prescrições normativas e trabalhos de pesquisa, seguida de uma análise computacional de conjuntos soldados entre coluna tubular de seção transversal quadrada e viga de seção transversal I. A análise numérica considerou modelos em T (uma viga acoplada a pilar e um único plano de flexão) e modelos cruciformes (duas vigas acopladas a pilar e dois planos de flexão). A partir dos resultados numéricos foram obtidos os momentos resistentes das estruturas soldadas. O modo de falha que ocorreu em todos os modelos numéricos e através da

verificação teórica foi a plastificação da face frontal do pilar, sendo que o deslocamento último controlou a resistência da estrutura soldada.

Nunes (2012) fez um estudo teórico baseado nas prescrições de normas e autores internacionais, seguida de uma análise numérica de conjuntos soldados entre coluna tubular de seção transversal quadrada e viga de seção transversal I. A partir dos resultados numéricos foram calculados o momento resistente, a carga última e a rigidez da estrutura soldada. Os resultados encontrados indicam que a capacidade rotacional das estruturas diminui à medida que se aumenta a altura da seção transversal e a espessura da coluna, desde que mantida a largura da coluna, porém, esta capacidade de rotação aumenta (perda de rigidez) quando há acréscimo da largura da coluna. Além do mais, a influência da solda foi bastante expressiva, devido a solda aumentar a rigidez inicial e a resistência das juntas soldadas.

Guerra *et al.* (2013) realizaram no seu artigo uma análise teórica, seguida de uma análise numérica em estruturas soldadas formadas por coluna tubular de seção transversal retangular e viga de seção transversal I. As análises numéricas em elementos finitos foram realizadas utilizando o software computacional ANSYS, onde se buscou a representação geométrica dos modelos e posterior simulação de deslocamentos. Foram analisados modelos uniplanares (uma viga acoplada à coluna em um único plano de flexão), considerando o biengastamento axial da coluna e a flexão da viga. A partir dos resultados numéricos obtidos foram traçadas as curvas de semirrigidez da conexão para cada modelo, e a partir dos parâmetros envolvidos foi identificado as regiões de plastificação.

BRAR e SINGH (2014) investigaram as tensões residuais da ZAC de conjuntos soldados formado por perfis tubulares ocos de seção transversal quadrada e retangular, através do método experimental e por análise computacional. Os resultados da análise de elementos finitos têm boa concordância com os resultados obtidos pelo método de difração de raio X. Conforme mostrado no artigo, as tensões residuais são mais elevadas em torno da ZAC e diminuem conforme se afasta do centro do cordão e se aproxima do MBI, entretanto, quando a energia de soldagem aumenta, também aumenta a tensão residual e quando a velocidade de soldagem aumenta, diminui a tensão residual.

Affonso (2014) desenvolveu um trabalho de pesquisa bibliográfica sobre a utilização de estruturas soldadas do tipo “T” entre perfis tubulares de seção transversal circular para colunas e perfil I ou H para vigas, e em seguida fez uma análise

computacional no ANSYS em 65 estruturas. O modelo numérico foi calibrado com os resultados experimentais realizados por Winkel (1988), apresentando uma boa concordância com o mesmo e em termos de rigidez. As análises desenvolvidas com os modelos numéricos simulam as variações das dimensões das vigas e colunas proporcionando interferências nos parâmetros geométricos afetando a rigidez da conexão, além de analisar teoricamente os modelos através de recomendações de normas internacionais e nacionais.

2.3 Método Experimental de Extensometria para Medições de Deformações

A análise experimental de tensões tem como objetivo final a avaliação dos estados de tensão que agem em diversos pontos de uma estrutura. Para isso, ela utiliza a extensometria para medir as deformações envolvidas em torno de um ponto da estrutura em estudo. A aplicação das relações tensões e/ou deformações permite avaliar o respectivo estado de tensão. No regime elástico, estas relações lineares são dadas pela Lei de Hooke. Já no regime plástico, as relações tensões e/ou deformações deixam de ser lineares e seguem Leis como as de Lery-Mises ou de Prandtl-Reuss, que podem ser encontradas nos livros avançados de resistência dos materiais (HBM, 2006).

2.3.1 Características dos Extensômetros de Resistência Elétrica

Os extensômetros de resistência elétrica (ERE) são utilizados quando se deseja conhecer a deformação em um ponto de uma peça sujeita a algum tipo de carregamento. Geralmente são utilizados na análise experimental de tensões em máquinas e estruturas e na construção de transdutores de força, torque, pressão, fluxo e aceleração, entre outros. São colados diretamente na estrutura a ser medida com uma fina camada de adesivo, que serve para transmitir as deformações da estrutura ao extensômetro, além de servir de isolante entre os dois. Quando a peça sofre alguma deformação, a resistência elétrica do fio é alterada quando ele estica ou encurta, então, essa variação na resistência é convertida em uma medida de deformação. Cada extensômetro é calibrado em função da variação relativa de resistência e da deformação no regime elástico (DALLY; RILEY, 1978; HOFFMANN, 1989; WINDOW; HOLISTER, 1982; DOEBELIN, 1990; GERE, 2003; FIALHO, 2007).

Os valores de resistência elétrica dos extensômetros têm uma origem histórica, mas eles têm se mostrado útil e por isso eles foram mantidos. O valor de 120Ω é o mais popular e é preferido para a análise de tensão, sistemas de monitorização, etc. A maior variedade de diferentes tipos de extensômetros é encontrada nessa faixa de resistência. Os ERE que possuem a resistência de 350Ω geralmente são usados para a grande parte dos transdutores. Não há uma resposta clara para a questão de qual valor é o melhor, contudo, três pontos são importantes na seleção do valor de resistência à deformação do extensômetro, dentre eles: correspondente à instrumentação para que o extensômetro está conectado; efeitos dos condutores de ligação entre o extensômetro e a instrumentação; carga elétrica permitida para a leitura do extensômetro (HOFFMANN, 1989).

Para um desempenho satisfatório, os ERE devem ser colados corretamente. A operação de colagem inclui a preparação da superfície do material ensaiado e a base do extensômetro, a escolha do adesivo adequado e a proteção dos extensômetros após a fixação. Os adesivos devem apresentar elevada resistência mecânica, rigidez dielétrica, resistência à fluência, aderência, facilidade de aplicação e mínimo efeito da temperatura sobre o seu desempenho (WINDOW; HOLISTER, 1982; HOFFMANN, 1989).

Devido cada extensômetro medir a deformação em apenas uma direção e que as direções das tensões principais são geralmente desconhecidas, é necessário, em algumas situações usar três ERE em combinação com cada extensômetro medindo a deformação em uma direção diferente. Dessa forma, com as três medições é possível calcular as deformações em qualquer direção. Este grupo formado por três ERE arranjados em um padrão particular é definido como roseta de deformação. Como a roseta é montada na superfície da peça, onde o material está em tensão plana, podemos calcular as deformações em várias direções (HOFFMANN, 1989; BEER; JOHNSTON, 1995; GERE, 2003).

2.3.2 Princípio de Funcionamento dos Extensômetros de Resistência Elétrica

O princípio de funcionamento dos extensômetros metálicos está baseado na relação entre a deformação mecânica e a resistência elétrica de condutores elétricos. Qualquer condutor tem sua resistência elétrica alterada devido a tensões mecânicas, ou seja, forças de tração ou compressão. Considerando-se um condutor metálico homogêneo a análise prossegue da seguinte forma. A resistência elétrica “R” de um condutor uniforme com um

comprimento “L”, a área da secção transversal “A”, e resistividade “ ρ ”, é dada pela equação $[R=(\rho.L/A)]$.

Aplicando-se uma força de tração ou compressão no condutor, a resistência elétrica sofrerá uma mudança em função das variações nas dimensões do comprimento e da área, além da variação da resistividade do material, dada a sua dependência com a deformação mecânica, propriedade fundamental dos materiais, chamada efeito piezoresistivo (HOFFMANN, 1989; LAIBLE, 2000; LEUCKERT, 2000). Diferenciando-se a equação acima e dividindo-a por “R”, tem-se (DALLY; RILEY, 1978):

$$\frac{\Delta R}{R} = \frac{\Delta \rho}{\rho} + \frac{\Delta L}{L} - \frac{\Delta A}{A} \quad (2)$$

Assumindo-se que a área “A” seja proporcional ao quadrado do diâmetro “D” do condutor e sabendo-se que uma variação relativa no diâmetro está relacionada com uma variação relativa no comprimento “L” através do coeficiente de Poisson “ ν ” (característico do material e válido para a região de deformações elásticas), proposto pelo cientista francês Siméon Denis Poisson (1781-1840), pela expressão (DALLY; RILEY, 1978; LEUCKERT, 2000):

$$\nu = - \frac{\Delta D/D}{\Delta L/L} \quad (3)$$

Pode-se verificar que (DALLY; RILEY, 1978; LEUCKERT, 2000):

$$\frac{dA}{A} = -2\nu \frac{\Delta L}{L} \quad (4)$$

Portanto a variação relativa da resistência é dada por (DALLY; RILEY, 1978):

$$\frac{\Delta R}{R} = \frac{\Delta \rho}{\rho} + \frac{\Delta L}{L} (1 + 2\nu) \quad (5)$$

Nota-se, com esta expressão, que a mudança na resistência elétrica é devida à deformação do condutor e parcialmente devido à alteração na resistividade do material condutor “ ρ ” como um resultado de alterações microestruturais (LAIBLE, 2000).

Define-se, finalmente, o Fator Gage “K”, que é a sensibilidade do extensômetro à deformação (DALLY; RILEY, 1978):

$$K \equiv \frac{\Delta R/R}{\Delta L/L} = \frac{\Delta R/R}{\varepsilon} = (1 + 2\nu) + \frac{\Delta \rho/\rho}{\Delta L/L} \quad (6)$$

O que permite, sendo conhecido o seu valor, e medindo-se $[\Delta R/R]$, calcular-se a deformação relativa “ ε ”. O valor da sensibilidade de extensômetros comerciais é fornecido pelo fabricante e varia entre 1,85 e 2,15 (LEUCKERT, 2000).

O termo $[(\Delta\rho/\rho)/(\Delta L/L)]$ pode ser expresso como $[\pi_1.E]$, onde “ π_1 ” representa o coeficiente piezoresistivo longitudinal, podendo ser positivo ou negativo, e “E” módulo de elasticidade (DOEBELIN, 1990).

Além da tensão mecânica, também a temperatura age sobre a resistência elétrica, sendo importante sua consideração no uso de extensômetros. De todas as fontes potenciais de erro no uso de ERE, as mais comumente encontradas e potencialmente mais sérias são as devidas aos efeitos térmicos. A sensibilidade à temperatura é um dos fatores que mais dificulta a medição correta com os extensômetros. Por isso, a grande maioria dos fabricantes fornece extensômetros com circuitos elétricos que prevêm a compensação dos efeitos da temperatura. Entretanto, essa compensação nem sempre é satisfatória (DALLY; RILEY, 1978; WINDOW; HOLISTER, 1982; HOFFMANN, 1989).

A partir do coeficiente de dilatação existente entre a base que suporta a grade e a grade propriamente dita e da variação da resistividade com a temperatura pode-se fabricar extensômetros com uma curva (deformação x temperatura) praticamente linear numa faixa de temperatura razoável. Estes tipos de extensômetros são chamados de autocompensados. A grade do extensômetro é colocada entre duas bases para garantir a isolação elétrica entre a grade e a peça ensaiada além de conferir boa resistência mecânica. Logo o material deve atender certas especificações: espessura mínima; elevada resistência mecânica; elevada rigidez dielétrica; boa aderência a colas; material não higroscópico; pouco sensível aos efeitos da mudança de temperatura (DALLY; RILEY, 1978; WINDOW; HOLISTER, 1982; HOFFMANN, 1989).

2.3.3 Análise de Medidas

No caso de solicitação simples é empregado os extensômetros uniaxiais, Figura 9, onde medida a deformação “ ε_x ” na direção “x”, basta aplicar a lei de Hooke na sua forma mais simples $[\sigma_x=E.\varepsilon_x]$ para o cálculo da tensão “ σ_x ” (HBM, 2006).

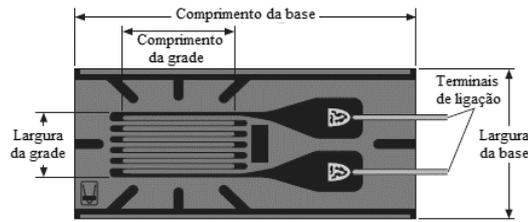


Figura 9 Extensômetro uniaxial (STRAIN GAGES IN KFG SERIES, 2014).

A aplicação de rosetas, Figura 10, é indicada para o caso de sollicitação dupla. A análise do estado de deformação num ponto de uma estrutura sollicitada de forma dupla requer a avaliação de deformações lineares e de deformações angulares (distorções), respectivamente ε_x , ε_y e γ_{xy} . Como os extensômetros captam somente deformações lineares e na direção do seu comprimento ativo, necessitamos de rosetas para caracterizar o estado de deformação em torno de um ponto. As rosetas de um modo geral utilizam três extensômetros dispostos a 45° (roseta retangular) ou a 120° (roseta delta) (HBM, 2006).

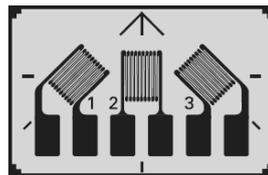


Figura 10 Extensômetro triaxial (roseta retangular ou 45°) (GERE; GOODNO, 2009).

Conhecidos os ângulos θ_a , θ_b e θ_c (função da montagem da roseta) e medidas as ε_a , ε_b e ε_c , para resolver a solução analítica da roseta retangular basta substituir $\varepsilon_x = \varepsilon_a$; $\varepsilon_y = \varepsilon_b$ e encontrar a força resultante $[\gamma_{xy} = 2 \cdot \varepsilon_b - \varepsilon_a - \varepsilon_c]$. Com esses valores determinamos as deformações principais através da equação 7 e suas respectivas direções com a equação 8 (HBM, 2006):

$$\varepsilon_{1,2} = \left(\frac{\varepsilon_A + \varepsilon_C}{2} \right) \pm \frac{1}{2} \sqrt{(\varepsilon_A - \varepsilon_C)^2 + (2\varepsilon_B - \varepsilon_A - \varepsilon_C)^2} \quad (7)$$

$$\tan 2\theta = \frac{\gamma_{xy}}{\varepsilon_x - \varepsilon_y} \quad (8)$$

Se $[2 \cdot \varepsilon_b - \varepsilon_a - \varepsilon_c] > 0$, então $[0^\circ < \theta_1 < 90^\circ]$, porém se $[2 \cdot \varepsilon_b - \varepsilon_a - \varepsilon_c] < 0$, então $[-90^\circ < \theta_1 < 0^\circ]$. Com os valores de ε_1 e ε_2 , calculamos as σ_1 e σ_2 pela equação 9, através da lei de Hooke (HBM, 2006).

$$\sigma_{1,2} = \frac{E}{2} \left[\left(\frac{\varepsilon_A + \varepsilon_C}{1-\nu} \right) \pm \frac{1}{1+\nu} \sqrt{(\varepsilon_A - \varepsilon_C)^2 + (2\varepsilon_B - \varepsilon_A - \varepsilon_C)^2} \right] \quad (9)$$

2.3.4 Técnicas de Medição

Os extensômetros ao sofrerem deformações variam proporcionalmente sua resistência elétrica. Deste modo, torna-se necessário um mecanismo capaz de quantificar essa variação de resistência. A forma mais eficaz de medir resistências, principalmente aquelas de valores reduzidos, é com a utilização de um circuito do tipo ponte de Wheatstone (sistema passivo formado por quatro resistências montadas duas a duas em série) (FIALHO, 2007).

A ponte de Wheatstone é um circuito que pode ser empregado para determinar a alteração da resistência elétrica que passa por um extensômetro, quando este é submetido a uma tensão (DALLY; RILEY, 1978). As mudanças relativas de resistência em um extensômetro são geralmente em torno da ordem de 10^{-6} e 10^{-2} . Para ser capaz de transformar estas pequenas alterações em tensões mensuráveis, o circuito de ponte de Wheatstone é usado para facilitar a leitura dos ERE (LAIBLE, 2000). A Figura 11 mostra a representação esquemática da ponte de Wheatstone.

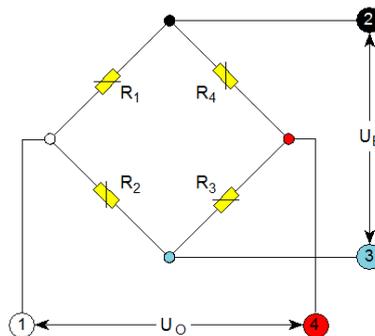


Figura 11 Representação do circuito de ponte de Wheatstone (LAIBLE, 2000).

Os braços da ponte são formados pelas resistências R1, R2, R3 e R4. A ponte pode ser alimentada com corrente contínua ou alternada. Se os pontos 2 e 3 da ponte estão ligados a uma tensão de excitação ponte “UE”, em seguida, uma tensão de saída “UO” aparece entre os pontos 1 e 4. A sua quantidade depende dos valores das resistências. A tensão de saída relativa, ou também chamado de desequilíbrio ponte “V”, é calculado de acordo com a equação (LAIBLE, 2000):

$$V = \frac{U_0}{U_E} = \frac{R_1 + \Delta R_1}{R_1 + \Delta R_1 + R_2 + \Delta R_2} - \frac{R_4 + \Delta R_4}{R_3 + \Delta R_3 + R_4 + \Delta R_4} \quad (10)$$

A resistência dos pares R1, R2 e R3, R4 dos extensômetros devem ter o mesmo valor: [R1=R2 e R3=R4]. A tensão produz no extensômetro uma variação relativa na resistência. A sensibilidade do extensômetro é representada pelo fator do gage “k”, que é determinada experimentalmente pelo fabricante (LAIBLE, 2000). Isto leva a:

$$\frac{U_0}{U_E} = \frac{k}{4} (\varepsilon_1 - \varepsilon_2 + \varepsilon_3 - \varepsilon_4) \quad (11)$$

Através de um arranjo elétrico em um circuito do tipo ponte de Wheatstone, alimentado por uma fonte externa de tensão, a variação de resistência elétrica é convertida em variação de tensão na sua saída. A partir da Equação (11) pode ser visto que a tensão de saída da ponte “U₀” é proporcional à variação relativa da resistência do extensômetro. Assim fica claro que “U₀” é proporcional a deformação “ε”. Portanto para determinar o valor de deformação, é necessário apenas medir a tensão de saída da ponte. Dependendo se as alterações de resistência ocorrem em um ou mais braços e em qual braço da ponte, existem diferentes versões do circuito (DALLY; RILEY, 1978; WINDOW; HOLISTER, 1982; HOFFMANN, 1989; LAIBLE, 2000).

2.3.5 Exemplos de Conexões de Pontes

Existem várias combinações que podem ser feitas entre os extensômetros de uma ponte, tornando-os ativos ou não, atuando no sentido da deformação ou oposto a ela ou mesmo perpendicular à deformação. Em um circuito de ponte de wheatstone sempre haverá quatro braços em sua configuração. As ligações em ponte de wheatstone são feitas substituindo seus braços pelos extensômetros “ativos”, através dos quais desejamos efetuar as medidas. Conforme o número de braços ocupados, teremos ligações de ¼ de ponte, ½ ponte ou ponte completa (HBM, 2006; FIALHO, 2007).

A técnica de medição de ¼ de ponte consiste na utilização de um extensômetro posicionado em um dos braços, o qual estará colado no material a ser ensaiado, e de resistores de precisão nos outros três braços. Também existe a configuração de ¼ de ponte que utiliza dois extensômetros em dois braços distintos da ponte, porém um deles é instalado em um corpo de prova semelhante ao que será ensaiado de mesmo material, mas que não sofrerá nenhuma deformação devido ao carregamento. Esse extensômetro é

chamado de compensador enquanto que o outro é chamado de extensômetro ativo. Esse tipo de ligação é interessante, pois anula as variações no extensômetro com relação à variação de temperatura sofrida pelo corpo de prova (ANDOLFATO *et al.*, 2004).

A técnica de medida de $\frac{1}{2}$ ponte utiliza dois extensômetros em dois braços diferentes da ponte. Além do mais, existe a técnica de medida que utiliza os quatro extensômetros ligados em cada um dos braços da ponte, chamada de ponte completa (ANDOLFATO *et al.*, 2004).

Neste trabalho optou-se em utilizar a configuração de $\frac{1}{4}$ de ponte, pois desta maneira é possível saber exatamente a deformação em determinado ponto. O circuito em $\frac{1}{4}$ de ponte consiste em substituir um dos resistores da ponte por um extensômetro “ativo”.

A montagem de $\frac{1}{4}$ de ponte (1 extensômetro ativo) é a mais simples, podendo ser efetuada em 2 ou 3 fios. A montagem com dois fios não é recomendada, pois o braço considera além do extensômetro, a resistência dos fios de ligação. Mesmo que o ERE seja autocompensado, efeitos térmicos parasitas agem sobre os fios, além de que se os fios forem muito longos a resistência do braço pode se afastar muito da resistência do extensômetro, mascarando os resultados medidos. Os inconvenientes destacados na montagem em 2 fios podem ser eliminados por esta montagem, esquematizado na Figura 12, que conserva um fio no braço ativo da ponte e coloca o segundo fio ligado no braço adjacente da mesma, anulando-se desta forma, a influência das resistências dos fios (HBM, 2006).

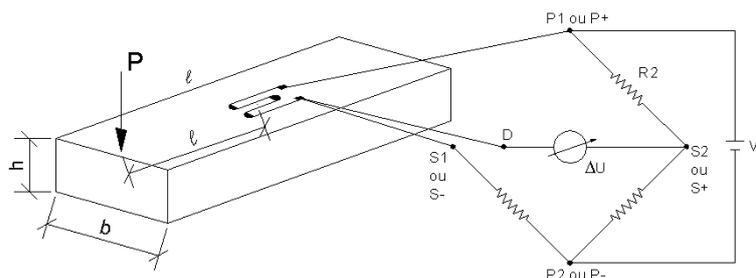


Figura 12 Ligação $\frac{1}{4}$ de ponte com 3 fios (HBM, 2006).

3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.1 Ensaio de Caracterização

3.1.1 Metal Base

Perfis tubulares quadrados com costura (soldados longitudinalmente) em aço DOMEX 700 MCTM, com dimensões 100 mm x 100 mm e 3 mm de espessura, foram utilizadas como MB. A análise química do aço DOMEX 700 MCTM foi realizada por espectrometria de emissão óptica e encontra-se na Tabela 1, em percentuais de massa. Pode-se verificar que o percentual de elementos químicos encontrados está de acordo com os valores estabelecidos pelo fornecedor e pela norma EN10149-2 (1995).

Tabela 1 Composição química medida do metal base.

Elementos Químicos (% de massa)								
C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al
0,0678	0,0468	1,98	0,006	<0,00100	0,041	<0,005	0,0289	0,0292
Co	Cu	Nb	Ti	V	W	Pb	Sn	B
0,0163	<0,0100	0,0555	0,106	0,0164	<0,0100	<0,00200	<0,00100	<0,00010

Além da composição química do aço, o teor de carbono equivalente (CE) também influencia na soldabilidade do material. O valor do CE foi calculado através da Equação 1, usando o teor de cada elemento obtido na análise química do MB. A amostra apresentou teor de CE de 0,41. Conforme indicado no diagrama de Graville (Figura 2) esse aço apresenta boa soldabilidade e não é necessário pré-aquecimento antes da soldagem.

As propriedades mecânicas do MB foram medidas em quatro amostras, com dimensões 20 mm x 250 mm, sendo os 250 mm paralelos ao sentido de laminação do MB. As amostras foram confeccionadas conforme recomendações da NBR ISO 6892 (2002), e o ensaio de tração do MB foi realizado com taxa de deslocamento de 10 mm/min e base de medida (L_0) de 50 mm para determinação do alongamento. As propriedades mecânicas do aço são apresentadas na Tabela 2, e como pode ser observado, os valores de resistência e alongamento estão muito próximos daqueles indicados pelo fabricante, confirmando o grau DOMEX 700 MC.

Tabela 2 Propriedades mecânicas medidas do metal base.

Amostra	Tensão de escoamento (MPa)		Limite de resistência à tração (MPa)		Alongamento mínimo (%)	
	Fabricante	Resultados medidos	Fabricante	Resultados medidos	Fabricante	Resultados medidos
CP1	700	766	750 - 950	852	10	11
CP2		771		869		10
CP3		756		838		13
CP4		760		850		12

A Figura 13 mostra a microestrutura da seção transversal do MB revelada por microscopia de luz (Nital a 2% por 5 s). A microestrutura do aço DOMEX 700 MC é composta por ferrita (região clara), disposta em grãos irregulares muito finos que estão alongados na direção de laminação em consequência do processamento termomecânico. Há também uma pequena quantidade de perlita (regiões escuras). Esta microestrutura refinada é consequência da presença de finos precipitados, que durante a laminação controlada retardam o crescimento dos grãos. A identificação dos precipitados presentes não é possível de ser realizada por microscopia de luz, mas provavelmente são nitretos de titânio (TAMURA *et al.*, 1988; GLADMAN, 1997; KOU, 2003; BHADSHIA; HONEYCOMBE, 2006; COSTA *et al.*, 2012).

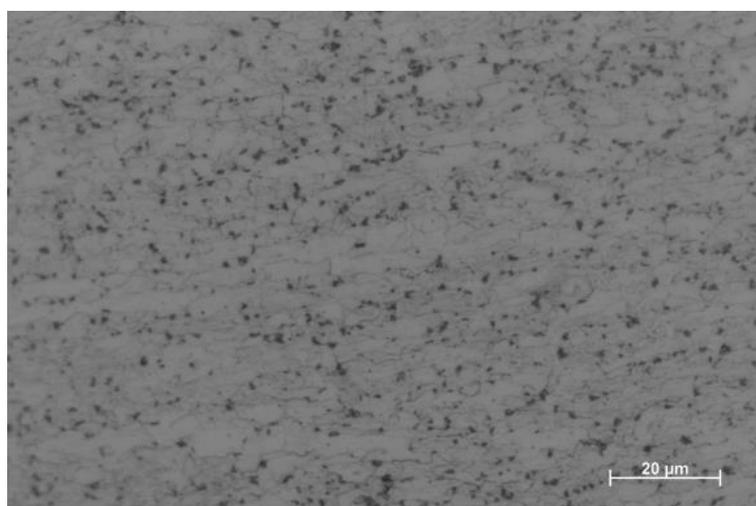


Figura 13 Microestrutura do MB transversal ao sentido de laminação.

3.1.2 Procedimento de Soldagem

Os perfis quadrados foram soldados na posição plana, através do processo MAG automático com gás de proteção argônio + CO₂ (25%) e vazão de 15 l/min. Todos os cordões foram realizados com ângulos de trabalho e deslocamento de 0° e a distância bico

de contato-peça de 20 mm. As Figuras 14(a, b) mostram os dispositivos utilizados para garantir o posicionamento e fixação das peças na posição plana. Para a automação da soldagem MAG foi utilizado um robô CNC (modelo TARTÍLOPE V4), juntamente com a fonte de soldagem multiprocesso (DIGI Plus A7 450).

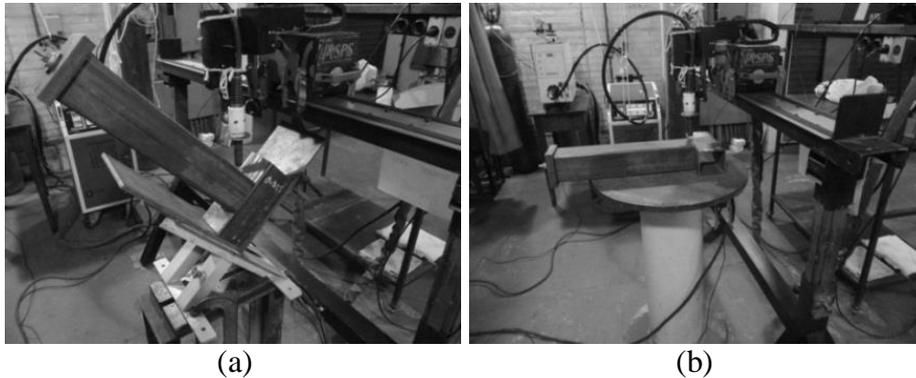


Figura 14 Peças montadas no dispositivo e posicionadas para a soldagem: (a) Solda transversal; (b) Solda longitudinal.

As soldas foram depositadas em todo o contorno do perfil, longitudinalmente e transversalmente em direção a aplicação da carga, formando um conjunto soldado “T”, conforme ilustrado na Figura 15(a). As soldas foram denominadas considerando-se aquelas posicionadas transversalmente e longitudinalmente em relação à direção de aplicação da carga. Macrofotografias típicas das juntas soldadas estão mostradas nas Figuras 15(b, c).

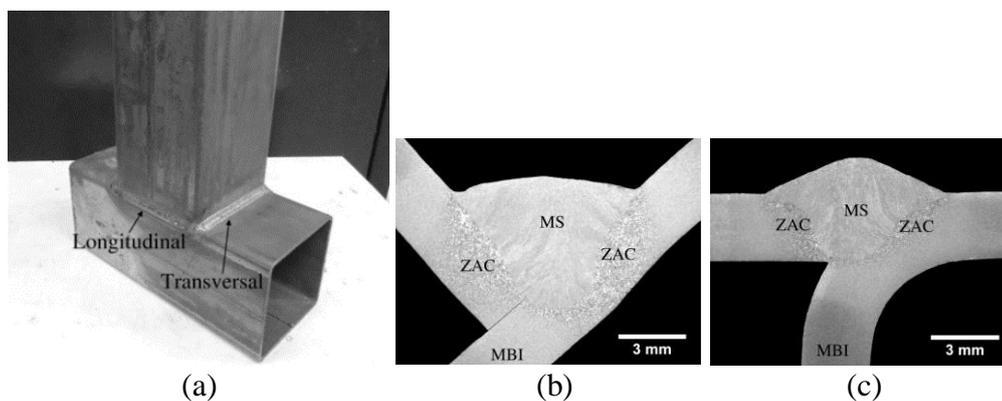


Figura 15 Juntas soldadas na posição plana: (a) Conjunto soldado em todo o contorno; (b) Junta transversal; (c) Junta longitudinal.

As Figuras 16(a-c) apresentam as dimensões e a vista da seção transversal dos cordões de solda utilizados. Nas situações onde os cordões são produzidos somente na transversal e/ou longitudinal, as soldas foram prolongadas 10 mm após a curva (região

conformada durante o processo de fabricação) do perfil quadrado, pois também se pretende analisar a influência da soldagem sobre a região conformada.

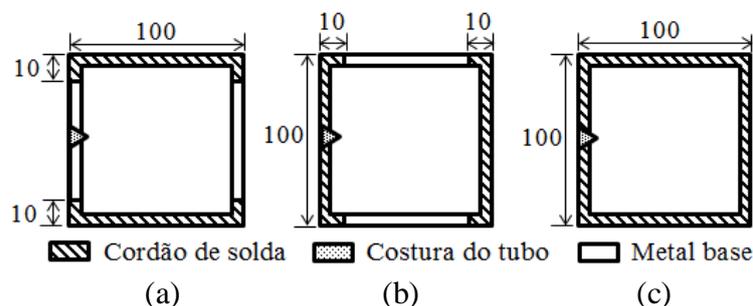


Figura 16 Vista da seção transversal dos cordões de solda: (a) Solda transversal; (b) Solda longitudinal; (c) Solda em todo o contorno.

As soldas foram realizadas com os arames maciços AWS ER80S-G e AWS ER120S-G, ambos com diâmetro 1,2 mm e empregados individualmente. O primeiro consumível é definido como “*undermatching*” por apresentar resistência mecânica menor que o MB, e o segundo é “*overmatching*” por apresentar resistência mecânica maior que o MB (MILLER, 1994; AISC, 2006; MACHADO, 2012). A Tabela 3 apresenta as propriedades mecânicas dos metais de adição utilizados, segundo indicação da ESAB (2015) e da AWS D1.1 (2006).

Tabela 3 Propriedades mecânicas do metal de adição (valores mínimos).

Metal de Adição	Limite de Escoamento (MPa)		Limite de Resistência à Tração (MPa)		Alongamento (%)	
	Fabricante	AWS	Fabricante	AWS	Fabricante	AWS
AWS ER120S-G	810	*	900	830	18	*
AWS ER80S-G	540		625	550	26	

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

A coleta dos ciclos térmicos da poça de fusão de cada experimento foi adquirida por um termopar tipo S, arpoado diretamente sobre a mesma durante a soldagem. Os termopares foram conectados diretamente a um sistema de aquisição de 32 canais, com uma frequência de aquisição de 100 Hz.

Seis energias de soldagem foram obtidas através da variação da corrente e velocidade de soldagem. A Tabela 4 apresenta os parâmetros de soldagem utilizados.

Tabela 4 Parâmetros utilizados para a realização dos cordões de solda.

Condição	Tensão Média (V)	Corrente Média (A)	Velocidade de Soldagem (mm/s)	Energia de Soldagem (kJ/mm)	Velocidade de Alimentação do Arame (m/mim)
Solda Longitudinal*	22,5	139,0	9,2	0,3	4,0
	22,2	142,0	5,0	0,6	
	22,0	145,0	3,5	0,9	
	22,1	136,0	2,5	1,2	3,7
	22,1	129,0	2,0	1,4	3,5
	22,4	113,0	1,5	1,6	3,2
Solda Transversal*	21,9	141,0	9,2	0,3	4,0
	22,2	148,0	5,0	0,6	
	21,9	150,0	3,5	0,9	
	22,1	139,0	2,5	1,2	3,7
	22,1	134,0	2,0	1,4	3,5
	22,4	112,0	1,5	1,6	3,2

* Denominações em relação à direção de aplicação da carga. Todas as soldas foram produzidas na posição plana.

3.1.3 Caracterização das Juntas Soldadas

Três amostras da seção transversal da junta soldada de cada condição (tipo de junta e energia de soldagem) apresentada na Tabela 4 foram seccionadas para a realização de ensaios metalográficos, seguindo a norma ASTM E3-95 (1995). Os corpos de prova foram abundantemente refrigerados e cortados com um disco. Todas as amostras foram embutidas a frio com resina acrílica, e as superfícies foram preparadas com lixas d'água de granulometria (80 a 1200 mesh), alternando o sentido em 90° em cada etapa do lixamento.

Após o lixamento, as peças foram atacadas com Nital 2%, em tempos de aproximadamente 15 segundos. Em seguida, as amostras foram lavadas em água corrente e secadas. As macrofotografias das juntas foram registradas com uma lupa (microscópio de baixo aumento), e a geometria das juntas (área total do MS; área total do MB fundido; área total da região de crescimento de grão (RCG) da ZAC; largura máxima do MS; largura máxima da RCG da ZAC; garganta; área do MS sem reforço) foram medidas com o software "Image J".

As Figuras 17(a, b) indicam a configuração da junta (longitudinal e transversal) existente antes da soldagem. A garganta das juntas foi medida conforme o procedimento indicado nestas figuras, e em seguida, estes valores foram utilizados para determinar a área da seção resistente das juntas soldadas (garganta x comprimento da solda).

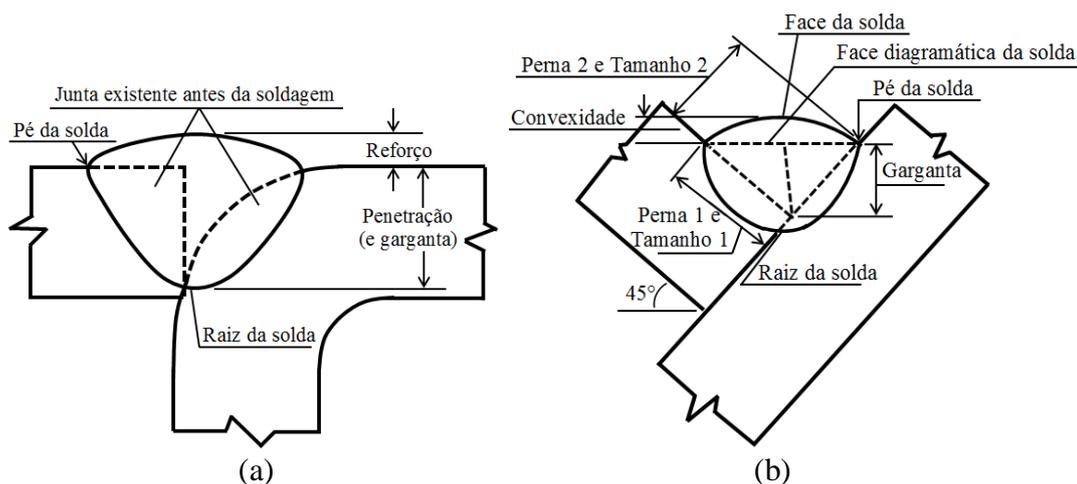


Figura 17 Configuração da junta existente antes da soldagem: (a) Junta longitudinal; (b) Junta transversal.

Posteriormente utilizando as mesmas amostras, foram realizados os perfis de microdureza Vickers nas juntas soldadas com carga de 500 gf durante 10 segundos, seguindo recomendações da norma ASTM E384-11 (2011). As deduções das diferentes regiões da junta foram identificadas através das macrofotografias e dos perfis de microdureza. Na Figura 18(a, b) encontra-se esquematicamente o trajeto sobre o qual as microdurezas foram medidas através do MS, ZAC e metal base inalterado (MBI).

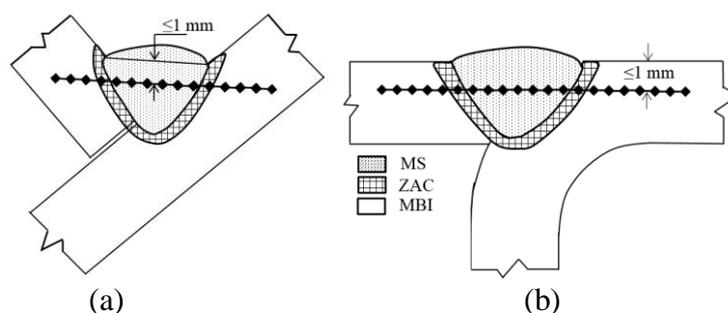


Figura 18 Desenho esquemático da linha onde foram realizados os perfis de microdureza: (a) Junta transversal; (b) Junta longitudinal.

3.2 Materiais e Métodos para a Flexão dos Conjuntos Soldados

3.2.1 Caracterização do Sistema

O comportamento das juntas soldadas quando submetido a esforços de flexão foi avaliado através do auxílio de uma bancada. Esta foi equipada com um sistema hidráulico automatizado para a transmissão de esforços, uma célula de carga e um pórtico em perfil rígido de aço soldado para fixação das estruturas a serem ensaiadas. Para garantir a rigidez da estrutura, a coluna foi biengastada, ou seja, fixada nas duas extremidades. Entretanto,

para transmitir a carga na estrutura foi montado e soldado um suporte na viga. A Figura 19 mostra a estrutura montada junto ao pórtico, assim como o sistema hidráulico com os seus principais componentes.

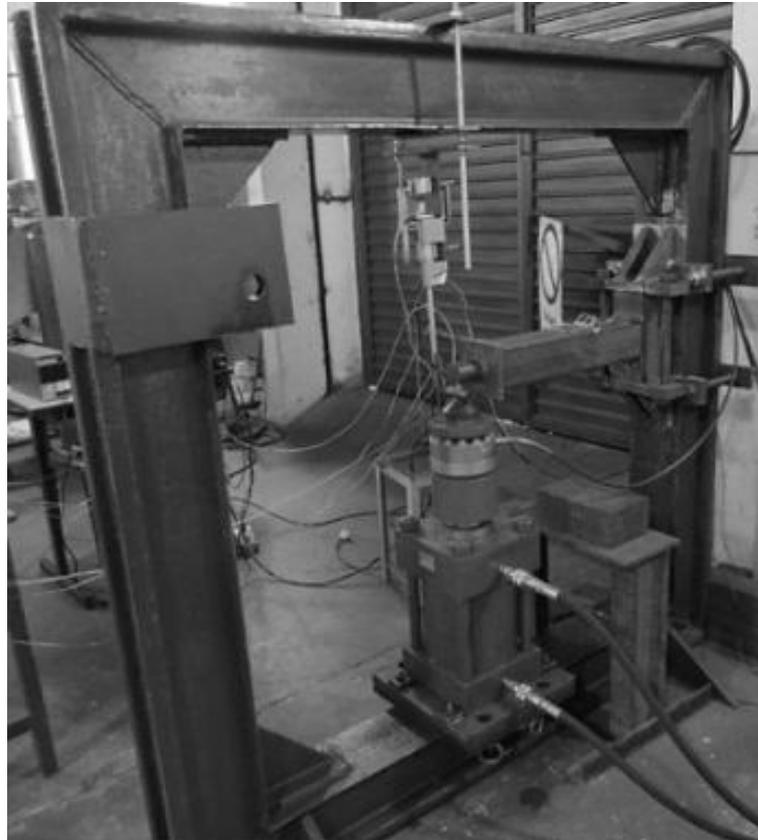


Figura 19 Vista geral do sistema montado para o ensaio de flexão simples.

Também faz parte desta bancada um sistema de aquisição de dados, que recebe as informações provenientes dos extensômetros, do transdutor de deslocamento linear (LVDT) e da célula de carga, e as envia para um computador. O sistema de aquisição de dados utilizado no decorrer do ensaio estático foi o sistema multicanal digital universal equipado com 8 portas existentes e possui uma fonte de alimentação de 13 V DC. Para evitar a saturação do sinal durante a realização dos ensaios e minimizar o ruído da rede elétrica foi utilizado um nobreak, e neste foram conectados o notebook e o sistema de aquisição.

A célula de carga utilizada tem a leitura de forças fundamentada por extensômetros. Os dados das deformações da célula de carga são recebidos pelo sistema de aquisição por ponte completa de Wheatstone. A Tabela 8 (anexos) apresenta as especificações da célula de carga utilizada (ALFA INSTRUMENTOS, 2014).

O sistema hidráulico utilizado é composto de um reservatório para armazenagem do óleo com capacidade para 25 litros. Durante a realização dos experimentos a vazão do óleo foi controlada por uma válvula reguladora de vazão, mantida em 4 l/min. Para movimentar a célula de carga e pressioná-la contra a estrutura a ser ensaiada, foi utilizado um cilindro hidráulico com pressão máxima de 210 bar. O acionamento da bomba de engrenagens foi realizado por um motor elétrico com potência 0,5 CV e rotação 1730 rpm. O motor elétrico foi ligado em um inversor de frequência, justamente para reduzir a frequência do motor elétrico (de 60 Hz para 15 Hz) e assim diminuir a velocidade de avanço do pistão.

A bomba de engrenagem responsável pelo bombeamento do óleo através do sistema hidráulico possui vazão de 1,27 cm³/rot, pressão de trabalho de 175 bar e uma pressão de pico 210 bar. Para movimentar o cilindro hidráulico, controlar a direção e vazão do óleo hidráulico no sistema é utilizado uma válvula direcional com pressão máxima 315 bar e vazão máxima 60 l/min. Quando a válvula direcional é acionada, ela direciona o fluxo de óleo para uma das duas entradas do cilindro, definindo se o cilindro irá subir ou descer. Para determinar o movimento desejado do cilindro hidráulico foi criado um comando manual para o acionamento.

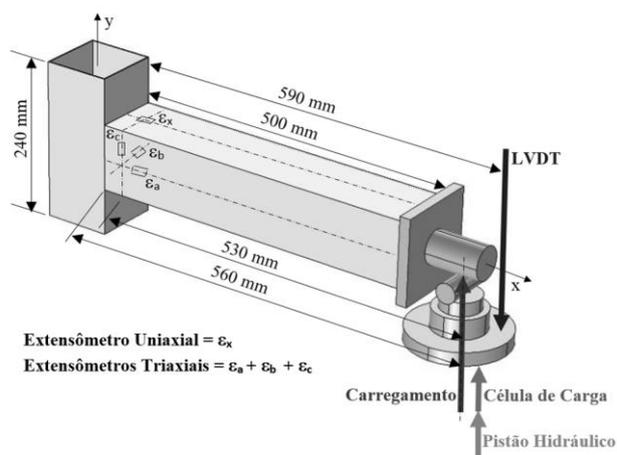
3.2.2 Procedimentos Adotados para Execução do Ensaio

As medições do deslocamento vertical do pistão do cilindro hidráulico foram realizadas com o LVDT, utilizando a configuração de ½ ponte de Wheatstone. No sistema montado, as deformações específicas da estrutura foram medidas por extensômetros com configuração ¼ de ponte de Wheatstone e ligados com três fios. As deformações específicas da estrutura durante o ensaio de flexão, foram medidas por extensômetros uniaxiais e triaxiais fixados na viga, distantes 30 mm da coluna, ou 530 mm do ponto de aplicação da carga.

Em relação ao ensaio de flexão, a velocidade de deformação da estrutura, ou seja, a velocidade de carregamento foi mantida em 0,2 mm/s e as medições do ensaio foram encerradas após a ruptura da estrutura. A Figura 20(a) mostra um conjunto soldado sendo submetido à flexão simples e a Figura 20(b) ilustra esquematicamente as dimensões do conjunto soldado, assim como o ponto de carregamento, e local de posicionamento dos extensômetros e do LVDT.



(a)



(b)

Figura 20 (a) Conjunto montado no pórtico de fixação, sendo submetido à flexão simples; (b) Desenho esquemático do ensaio de flexão simples.

Para testar a real eficiência mecânica das juntas soldadas, os conjuntos em “T” foram submetidos à flexão simples. A Tabela 5 apresenta as juntas obtidas e suas características principais.

Tabela 5 Juntas obtidas e suas características.

Experimento	Metal de Adição	Condição	Energia de Soldagem (kJ/mm)	
E1/120	AWS ER120S-G	Junta apenas com solda longitudinal	0,3	
E2/120			0,6	
E3/120			0,9	
E4/120			1,2	
E5/120			1,4	
E6/120			1,6	
E7/120		Junta apenas com solda transversal	0,3	
E8/120			0,6	
E9/120			0,9	
E10/120			1,2	
E11/120			1,4	
E12/120			1,6	
E13/120	AWS ER80S-G	Junta com solda em todo o contorno do perfil quadrado	0,3	
E14/120			0,6	
E15/120			0,9	
E16/120			1,2	
E17/120			1,4	
E18/120			1,6	
E19/80		AWS ER80S-G	Junta com solda em todo o contorno do perfil quadrado	0,3
E20/80				0,6
E21/80				0,9
E22/80				1,2
E23/80				1,4
E24/80				1,6

Então, no plano superior da viga são adquiridas as deformações específicas (ε_x) através do extensômetro uniaxial, e as tensões normais são calculadas pela fórmula de Hooke ($\sigma_x = E \cdot \varepsilon_x$). Obtém-se a tensão/deformação de cisalhamento através das Equações (12 e 13), a partir das deformações medidas pelos extensômetros triaxiais que estão no plano lateral da viga, conforme apresentado na Figura 20(b), sendo ε_a na direção longitudinal da viga, ou “X”, ε_c a 90°, ou “Y”, e ε_b a 45° (BEER; JOHNSTON, 1995; GERE; GOODNO, 2009).

$$\tau_{1,2} = \frac{E}{2} \left[\left(\frac{\varepsilon_A + \varepsilon_C}{1 - \nu} \right) \pm \frac{1}{1 + \nu} \sqrt{(\varepsilon_A - \varepsilon_C)^2 + (2\varepsilon_B - \varepsilon_A - \varepsilon_C)^2} \right] \quad (12)$$

$$\varepsilon_{1,2} = \left(\frac{\varepsilon_A + \varepsilon_C}{2} \right) \pm \frac{1}{2} \sqrt{(\varepsilon_A - \varepsilon_C)^2 + (2\varepsilon_B - \varepsilon_A - \varepsilon_C)^2} \quad (13)$$

3.2.3 Procedimento de Colagem dos Extensômetros

Na utilização de extensometria para análise experimental de tensões, uma das maiores fontes de erros provém da má colagem dos extensômetros. Para o correto funcionamento dos extensômetros a sua base tem que deformar tanto quanto a superfície que pretendem medir. Se esta colagem não for perfeita, o utilizador nunca conseguirá obter correlações entre resultados teóricos e práticos (DALLY; RILEY, 1978; WINDOW; HOLISTER, 1982). Desse modo, listam-se abaixo os procedimentos utilizados para garantir uma boa colagem dos extensômetros na viga.

A superfície na qual os extensômetros foram fixados no corpo de prova foi preparada de modo a criar uma área limpa, com uma rugosidade apropriada e com linhas de referências para a instalação do extensômetro (WINDOW; HOLISTER, 1982).

As etapas de preparação da superfície ocorreram da seguinte forma: desengraxe da superfície com álcool isopropílico; lixamento da superfície com lixas d’água de granulometria (80, 100, 220, 320 e 400) alternando o sentido em 90° até obter uma superfície brilhante e com acabamento uniforme; criação das linhas de referência para o extensômetro com uma caneta esferográfica (sem tinta); condicionamento da superfície com ácido muriático e neutralização com produto a base de amônia. A secagem da superfície antes de avançar cada uma das etapas mencionadas era feita com uma gaze seca com movimento em sentido único, entretanto, para completar a secagem foi utilizado outra

gaze novamente com sentido único, porém oposto ao primeiro até o material ficar seco e livre de sujeira (WINDOW; HOLISTER, 1982).

Em seguida, os extensômetros foram retirados da embalagem com uma pinça e colocados sobre um vidro. Com auxílio de uma fita adesiva transparente, os extensômetros foram posicionados e alinhados com os eixos de referência. Para efetuar a colagem foi aplicado a cola “loctite 496” na parte inferior do extensômetro, e realizado uma pequena pressão sobre o extensômetro com o dedo para remover o excesso de cola e evitar bolhas. Após a secagem da cola, a fita foi retirada e iniciou-se a soldagem dos cabos no terminal do extensômetro e dos fios do extensômetro que farão as conexões de ¼ de ponte ao circuito. Para prover o isolamento entre o extensômetro e a atmosfera e evitar o aparecimento de oxidações e a ocorrência de umidade no circuito elétrico, foi aplicado resina de silicone sobre a superfície dos extensômetros (WINDOW; HOLISTER, 1982).

3.2.4 Métodos de Calibração dos Sensores e Transdutores no Sistema de Aquisição

As calibrações dos sensores/transdutores foram feitas no software Catman. Para calibrar os extensômetros foi apenas configurado o “*fator do gage*” dentro da janela de calibração “*strain gage*”. A célula de carga foi calibrada através de várias pesagens, e os parâmetros de calibração foram identificados com ajuda do software e salvos na janela “*escala linear*”. A calibração do LVDT foi realizada com o auxílio de uma régua padrão para achar os parâmetros através de medições, sendo os parâmetros identificados pelo software e posteriormente salvo na janela “*escala linear*”. Depois da calibração da célula de carga, LVDT e extensômetros no sistema de aquisição de dados, iniciou-se os ensaios dos experimentos.

Recorrendo-se a equação da flexão [$\sigma=(M.c)/I$] e posteriormente substituindo a tensão encontrada na equação [$\epsilon=\sigma/E$], a Lei de Hooke permite calcular teoricamente à deformação normal. A comparação entre o valor teórico e o resultado experimental obtido após a calibração dos equipamentos encontra-se na Tabela 6, onde é possível observar a evolução devida aos vários pesos aplicados sucessivamente. Apesar dos resultados não serem exatos, é possível notar que as variações nos resultados são na ordem dos 3%, valor que pode ser atribuído aos erros humanos cometidos na análise dos resultados ou variações nas propriedades do material.

Tabela 6 Comparação entre os resultados teóricos e experimentais.

Força (kN)	Deformação experimental (mm/mm)	Deformação teórica (mm/mm)	Erro absoluto (mm/mm)	Erro relativo (%)
0,13	-4,83453E-06	-4,99248E-06	1,5795E-07	-3,16
0,23	-8,28777E-06	-8,62338E-06	3,35609E-07	-3,89
0,32	-1,19712E-05	-1,22543E-05	2,83052E-07	-2,31
0,73	-2,6705E-05	-2,76856E-05	9,80548E-07	-3,54
0,92	-3,36115E-05	-3,47204E-05	1,10893E-06	-3,19
1,03	-3,77554E-05	-3,90321E-05	1,27674E-06	-3,27
2,76	-0,000101295	-0,000104388	3,0933E-06	-2,96
3,63	-0,000132835	-0,000137293	4,45873E-06	-3,25
4,29	-0,000157007	-0,000162029	5,02155E-06	-3,10
5,30	-0,000193612	-0,00020038	6,76857E-06	-3,38

Com este ensaio preliminar foi possível validar a metodologia de aquisição de dados e aferir a qualidade de calibração do equipamento. Observa-se, uma pequena divergência entre o resultado teórico e o experimental; as deformações são negativas devido ao extensômetro estar submetido a esforços de compressão. Entretanto, o erro relativo cometido nas medições aparenta ser aproximadamente constante, apesar de o erro absoluto aumentar com a força aplicada. Os resultados dos experimentos são compatíveis com a teoria, e indicam a correta aquisição dos dados, colagem e ligação dos extensômetros (WINDOW; HOLISTER, 1982; HOFFMANN, 1989).

4. APRESENTAÇÃO E DISCUSSÕES DOS RESULTADOS

4.1 Caracterização das Amostras

4.1.1 Análises das Macrofotografias e Geometrias das Juntas

As Figuras 21(a, b) apresentam as macrofotografias das juntas longitudinais soldadas com os consumíveis AWS ER80S-G e AWS ER120S-G. Verifica-se nestas figuras que as juntas longitudinais com menor energia de soldagem, foram soldadas com penetração parcial, e que as juntas soldadas com energias de soldagem mais elevadas, mostraram penetração completa, excesso de penetração e reforço excessivo.

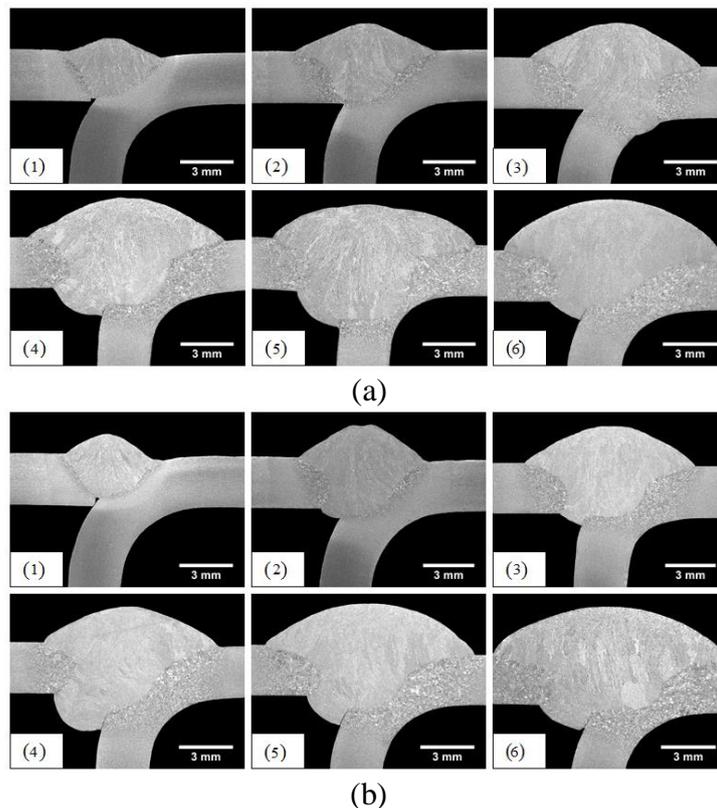


Figura 21 Macrofotografias das juntas soldadas longitudinais atacadas com Nital 2% - (1) 0,3 kJ/mm; (2) 0,6 kJ/mm; (3) 0,9 kJ/mm; (4) 1,2 kJ/mm; (5) 1,4 kJ/mm; (6) 1,6 kJ/mm: (a) Consumível AWS ER80S-G; (b) Consumível AWS ER120S-G.

As Figuras 22(a, b) mostram as macrofotografias das juntas transversais soldadas com os consumíveis AWS ER80S-G e AWS ER120S-G. Nesse caso, as juntas soldadas

transversais com menores energias de soldagem, apresentaram falta de enchimento, maior convexidade e área do MS menor que às juntas soldadas com maior energia de soldagem.

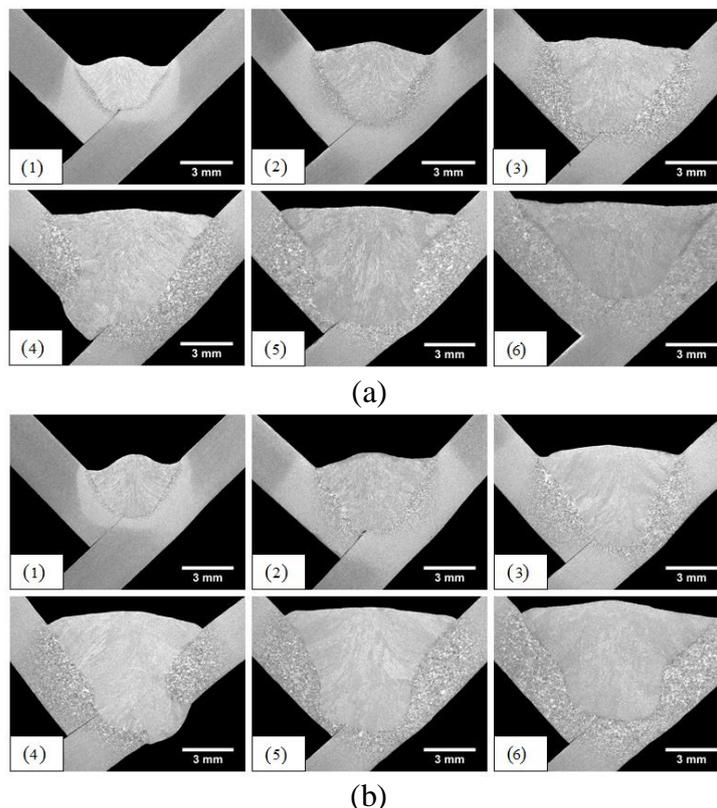


Figura 22 Macrofotografias das juntas soldadas transversais atacadas com Nital 2% - (1) 0,3 kJ/mm; (2) 0,6 kJ/mm; (3) 0,9 kJ/mm; (4) 1,2 kJ/mm; (5) 1,4 kJ/mm; (6) 1,6 kJ/mm: (a) Consumível AWS ER80S-G; (b) Consumível AWS ER120S-G.

Através das macrofotografias das juntas soldadas apresentadas nas Figuras 21(a, b) e 22(a, b), foram realizadas as medições das geometrias no software “Image J”. Estas são mostradas em gráficos e discutidas ao longo do subitem 4.1.1.

As áreas transversais (médias) do MS são expostas na Figura 23(a, b) em função da energia de soldagem. Observa-se no gráfico destas figuras, uma inclinação gradual dos pontos iniciais comparado aos finais. Uma das causas deste comportamento está relacionada ao aumento da energia de soldagem, devido à redução da velocidade de soldagem (MACHADO, 2000; KOU, 2003) e sabe-se que quanto maior a velocidade de soldagem, mais elevado é o rendimento térmico, talvez justificando a variação da área/largura do MS entre a energia de soldagem mínima e a máxima (ROCHA *et al.*, 2015). Conforme mostrado na Figura 23(b), a área do MS sem o reforço diminuiu significativamente com o uso de energias mais elevadas, quando comparado a área total do

MS, Figura 23(a). Esse fato foi mais expressivo nas juntas longitudinais, pois maior parte deste aumento concentrou-se no reforço da solda.

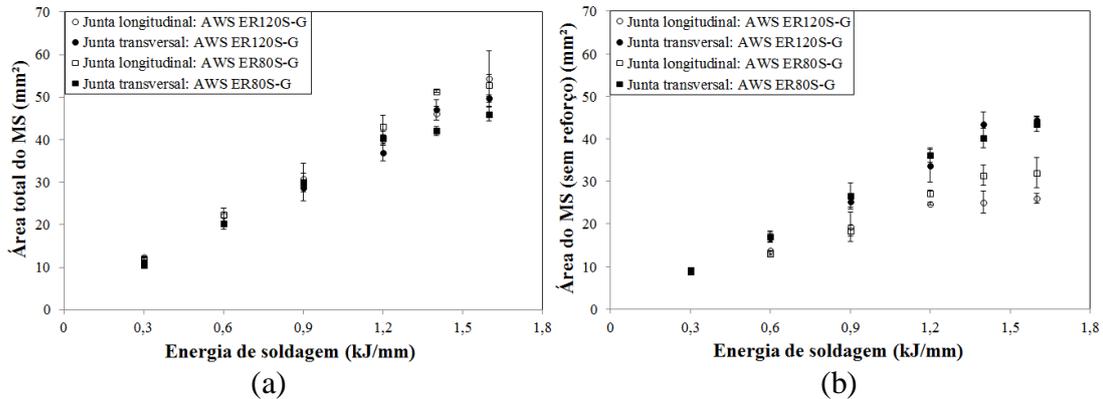


Figura 23 Energia de soldagem *versus*: (a) Área total do MS; (b) Área do MS (sem reforço).

As Figuras 24(a, b) expõem a influência da energia de soldagem sobre a largura máxima do MS e garganta das juntas soldadas. Ao analisar estas figuras, verifica-se que o acréscimo da energia de soldagem, contribuiu significativamente para o incremento da largura máxima do MS; porém, a garganta das juntas transversais aumentou consideravelmente (de 0,3 a 1,4 kJ/mm) e diminuiu nas condições onde foi empregado 1,6 kJ/mm. Todas as juntas longitudinais com energias mais elevadas (maior que 0,3 kJ/mm) foram soldadas com penetração completa, ou seja, a garganta foi à mesma nestes casos e consequentemente a área da seção resistente.

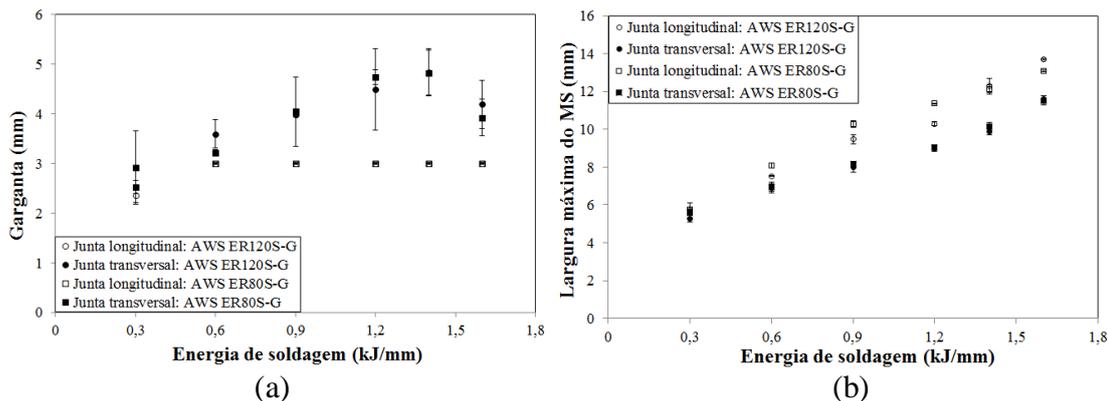


Figura 24 Energia de soldagem *versus*: (a) Garganta; (b) Largura máxima do MS.

A área total do MB fundido mostrado nas Figuras 25(a, b), aumentou proporcionalmente desde a energia de soldagem mínima até 1,4 kJ/mm; porém, com energias de soldagem mais elevadas, a área total do MB fundido teve uma queda considerável. Provavelmente isso se justifica, em função da redução da corrente na

soldagem; fato mostrado na Tabela 4. Além disso, a área total do MB fundido das juntas soldadas longitudinais foi maior comparado as transversais.

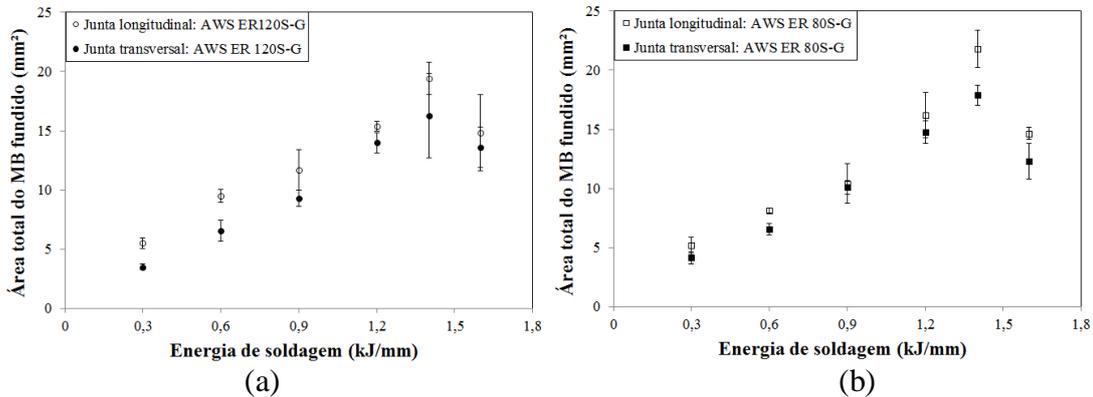


Figura 25 Área do MB fundido *versus* energia de soldagem: (a) Juntas soldadas com consumível AWS ER120S-G; (b) Juntas soldadas com consumível AWS ER80S-G.

A relação da energia de soldagem com a área total e/ou largura máxima da RCG da ZAC é exibido nas Figuras 26(a, b). Nesse caso, o acréscimo na energia de soldagem contribuiu muito para a ampliação da área total e/ou largura máxima da RCG da ZAC, independentemente do metal de adição e do tipo de junta (longitudinal ou transversal). A área da ZAC das juntas transversais soldadas com energias mais elevadas, acima de 0,6 kJ/mm, foi maior quando comparado às juntas longitudinais. Isso aconteceu, pelo fato do calor não ter área suficiente para se propagar, uma vez que a espessura da chapa é 3 mm, assim, a RCG das juntas longitudinais torna-se restrita, porém dominante. A largura máxima da RCG da ZAC aumentou gradativamente desde a energia de soldagem mínima até 0,9 kJ/mm, já com energia de soldagem mais elevadas (entre 1,2 kJ/mm e 1,6 kJ/mm) a largura da RCG da ZAC praticamente estabilizou, apesar de ser maior em relação aos casos com menor energia de soldagem (entre 0,3 kJ/mm e 0,9 kJ/mm).

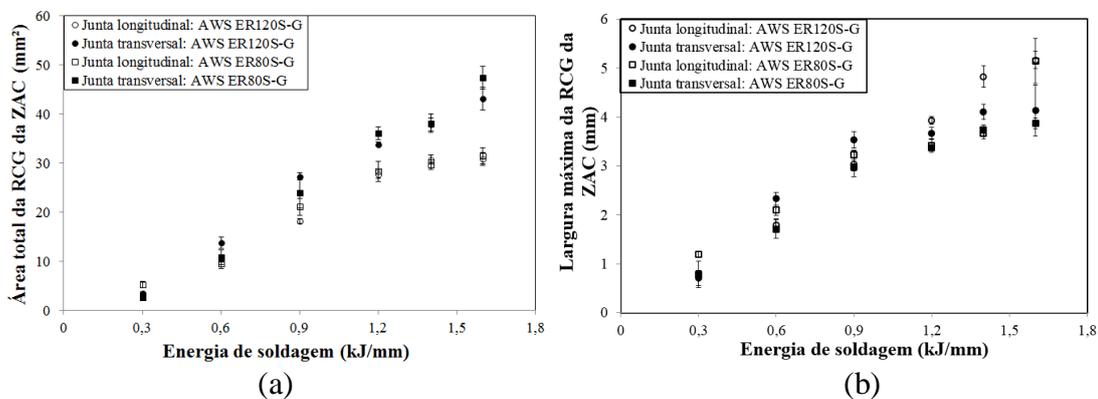
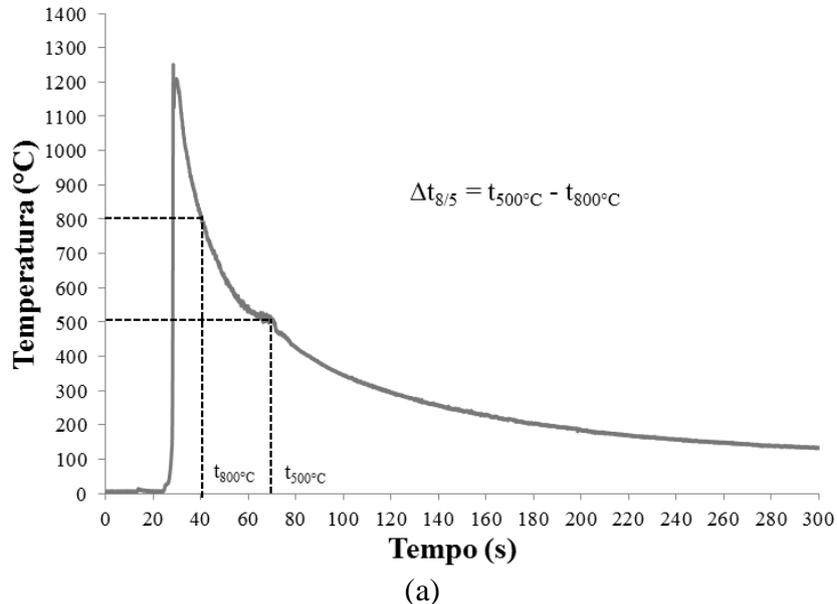


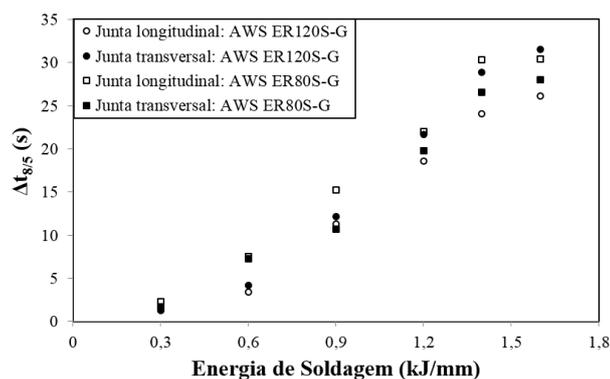
Figura 26 Efeito da energia de soldagem sobre: (a) Área total da RCG da ZAC; (b) Largura máxima da RCG da ZAC.

As medidas apresentadas neste subitem devem ser levadas em consideração, justamente pelo fato destas interferir diretamente com a resistência à flexão das juntas soldadas. No caso investigado, o acréscimo da área/largura do MS contribuiu para o aumento da resistência à flexão das juntas soldadas, somente enquanto a área da seção resistente aumenta (garganta x comprimento da solda). A partir de determinado momento, a área da seção resistente não aumenta com a ampliação da energia de soldagem. O que acontece é apenas um incremento na área/largura da ZAC; essa ampliação da ZAC, acaba penalizando a resistência mecânica da junta soldada.

4.1.2 Análises dos Ciclos Térmicos

As Figuras 27(a, b) apresentam a relação da energia de soldagem em função dos intervalos de tempo de resfriamento entre 800 °C e 500 °C ($\Delta t_{8/5}$), medidas a partir dos ciclos térmicos obtidos pelos termopares tipo S (arpoados na poça de fusão). Os valores de $\Delta t_{8/5}$ mostrados aumentaram proporcionalmente com a energia de soldagem, isto é, quanto maior a energia de soldagem menor a taxa de resfriamento no metal de solda.





(b)

Figura 27 (a) Ciclo térmico da junta soldada longitudinal com consumível AWS ER80S-G e 1,6 kJ/mm; (b) Intervalo $\Delta t_{8/5}$ em função da energia de soldagem.

A determinação do intervalo $\Delta t_{8/5}$ é uma ferramenta genérica e versátil, pois permite analisar a influência do ciclo térmico sobre propriedades mecânico/metalúrgicas das juntas independentemente de uma série de fatores, tais como energia de soldagem, espessura da chapa, temperatura da peça, procedimentos de soldagem, tipos de juntas, etc. (MACHADO, 2000; ROCHA, 2014).

4.1.3 Análise dos Perfis de Microdureza

Os perfis de microdureza transversais aos cordões de solda foram realizados nas juntas soldadas longitudinalmente, com diferentes energias de soldagem e metais de adição AWS ER80S-G e AWS ER120S-G. As Figuras 28(a-f) apresentam os perfis de microdureza do MBI, da ZAC e do MS, em função da distância da linha central do cordão de solda.

A ZAC identificada pelo perfil de microdureza nas Figuras 28(a-f) é resultante de alterações microestruturais do MB associado aos ciclos térmicos durante a soldagem. Portanto apresenta microestruturas diferentes entre si, além de microdureza e propriedades mecânicas distintas (HOCHHAUSER *et al.*, 2012). Observa-se nessas figuras uma acentuada queda de dureza na ZAC em relação ao MBI. Outro fato evidente é a existência de um gradiente de microdureza na ZAC; esse fenômeno é consequência do gradiente de temperaturas desenvolvido durante a soldagem (MACHADO, 2000). Então, provavelmente o fator principal para a redução de dureza na ZAC e do MS foi o aumento da energia de soldagem, tal como nos resultados apresentados por (HOCHHAUSER *et al.*, 2012; GÓRKA, 2013; PIRINEN, 2013; ROCHA *et al.*, 2015).

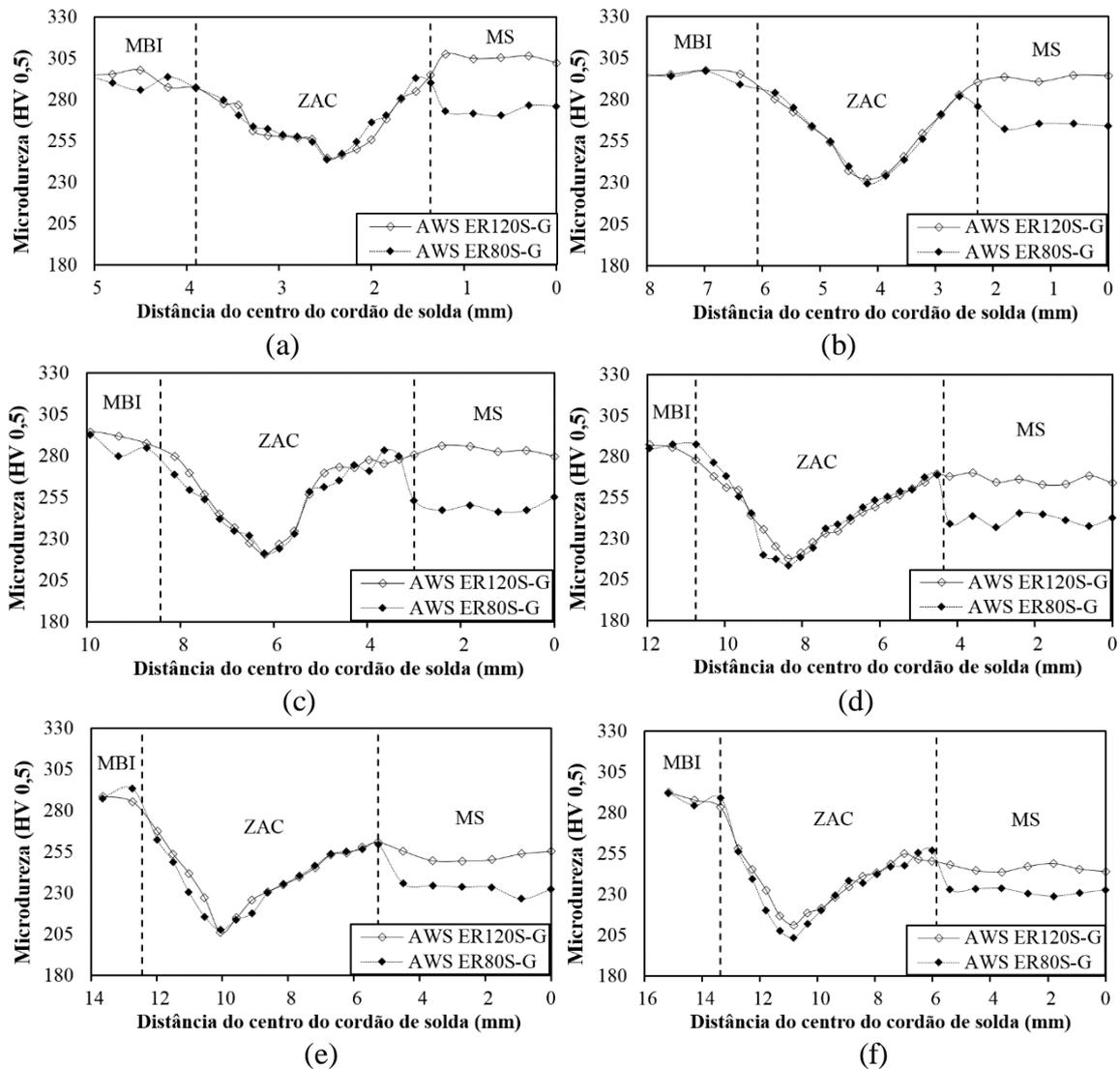


Figura 28 Perfis de microdureza das juntas longitudinais soldadas com diferentes energias de soldagem: (a) 0,3 kJ/mm; (b) 0,6 kJ/mm; (c) 0,9 kJ/mm; (d) 1,2 kJ/mm; (e) 1,4 kJ/mm; (f) 1,6 kJ/mm.

Conforme esperado, para uma mesma energia de soldagem, os metais de solda do arame AWS ER120S-G exibiram maior microdureza do que os do arame AWS ER80S-G, entretanto, a microdureza do MS de ambos os arames apresentaram comportamento semelhante em função da energia de soldagem empregada. É possível observar nas Figuras 27(a-f), uma queda de microdureza dos dois metais de adição, principalmente entre 0,3 e 0,9 kJ/mm, porém, entre 1,2 e 1,6 kJ/mm as diferenças não foram tão marcantes, confirmando os resultados mostrados por Rocha *et al.* (2015).

A microdureza mínima encontrada na ZAC e no MS das juntas soldadas, é mostrada nas Figuras 29(a, b) em função do $\Delta t_{8/5}$. Nessas figuras, verifica-se que quanto menor o tempo de resfriamento ($\Delta t_{8/5}$), menor é a microdureza medida no MS e na ZAC;

além disso, a microdureza do MS de ambos os metais de adição sempre foi superior as encontradas na ZAC.

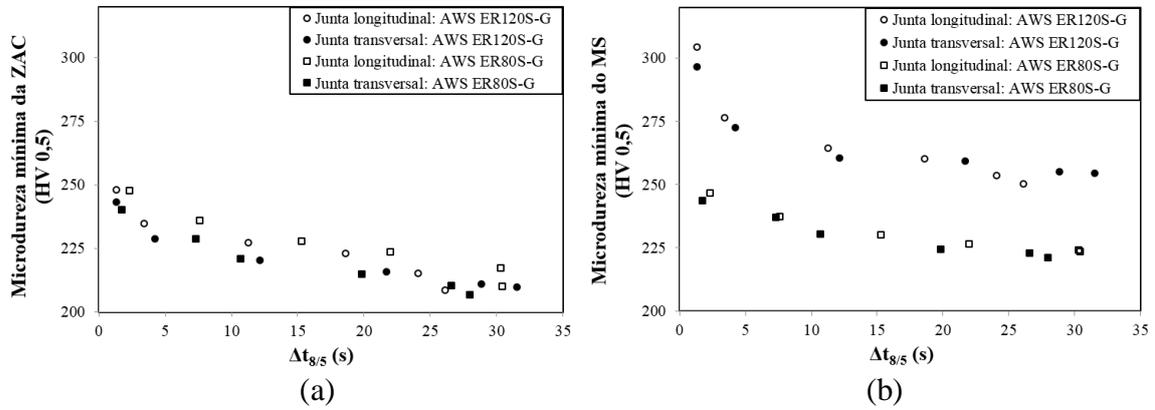


Figura 29 Efeito do $\Delta t_{8/5}$ sobre: (a) Microdureza mínima da ZAC; (b) Microdureza mínima do MS.

4.2 Resistência à Flexão das Juntas “T” Soldadas em Perfis Tubulares Quadrados

4.2.1 Propriedades Geométricas da Seção Transversal dos Perfis Tubulares

As propriedades geométricas da seção transversal dos perfis tubulares quadrados foram obtidas teoricamente com base nas equações 14 a 21, seguindo as recomendações da Figura 30 (BLODGETT, 1966; BEER; JOHNSTON, 1995; GERE; GOODNO, 2009). Os resultados encontrados são mostrados na Tabela 7.

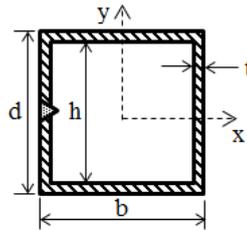


Figura 30 Seção transversal dos perfis tubulares quadrados.

$$\text{Área transversal da seção: } A = ((b - t)t)4 \quad (14)$$

$$\text{Momento de inércia: } I = \left(\frac{d^4 - h^4}{12}\right) \quad (15)$$

$$\text{Módulo elástico da seção (I/c), onde c é (d/2): } S = \left(\frac{I}{c}\right) \quad (16)$$

$$\text{Raio de giração: } r = (\sqrt{I/A}) \quad (17)$$

$$\text{Módulo plástico da seção: } Z = \left(\frac{d \cdot b^2}{4}\right) \left[1 - \left(1 - \left(\frac{2t}{d}\right)\right) \left(1 - \left(\frac{2t}{b}\right)^2\right)\right] \quad (18)$$

$$\text{Fator de forma: } SF = \left(\frac{Z}{S}\right) \quad (19)$$

$$\text{Constante de rigidez torcional: } K = \left(\frac{2t \cdot d^2 \cdot b^2}{d+b}\right) \quad (20)$$

$$\text{Constante da tensão de cisalhamento: } Q = [(t \cdot d)(d - t)] + 2 \left[t \left(\frac{h}{2}\right) \left(\frac{\left(\frac{h}{2}\right)}{2}\right) \right] \quad (21)$$

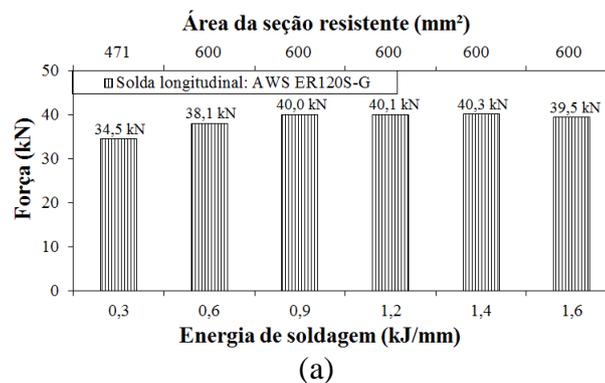
Tabela 7 Propriedades geométricas da seção transversal quadrada.

Área transversal da seção (A)	1164 mm ²
Momento de energia (I)	1827092 mm ⁴
Módulo elástico da seção (I/C)	36541,84 mm ³
Raio de giração (r)	39,619 mm
Módulo plástico da seção (S)	42354 mm ³
Fator de forma (SF)	1,1591
Constante de rigidez torcional (K)	2738019 mm ³
Constante de tensão de cisalhamento (Q)	21177 mm ³

Os valores das propriedades geométricas da seção transversal apresentados na Tabela 7, foram utilizados para determinar teóricamente as tensões/deformações normais e cisalhamento das vigas em flexão, a partir da força obtida experimentalmente.

4.2.2 Efeitos da Energia de Soldagem e Consumíveis sobre as Juntas Soldadas

Os dados referentes a força máxima suportada por cada experimento quanto a flexão simples, ou seja, a força última na qual se verifica o colapso total ou parcial das estruturas são mostrados nas Figuras 31(a, b) e 32(a, b) em função da energia de soldagem. Nestas figuras também se encontram as áreas médias da seção resistente “A_s” (das juntas consideradas), ou seja, a adição dos produtos do comprimento de cada lado do perfil pela respectiva garganta da junta soldada (AWS D1.1, 2006).



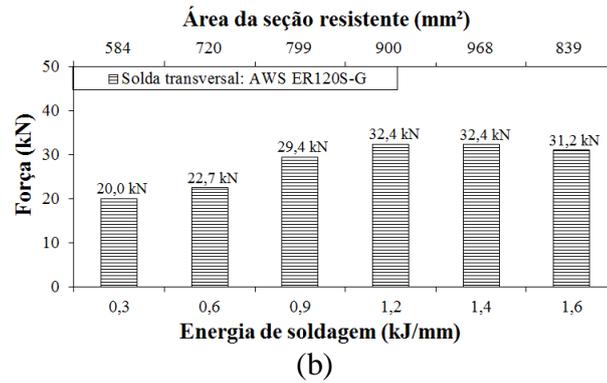


Figura 31 Efeitos da energia de soldagem e da área da seção resistente sobre a força máxima das juntas soldadas longitudinais e transversais: (a) E1 a E6; (b) E7 a E12.

Os resultados apresentados nas Figuras 31(a, b) e 32(a, b) mostram que as juntas soldadas longitudinais, transversais e em todo o contorno com ambos os metais de adição apresentam progressivo aumento da força última de ruptura, conforme aumenta a energia de soldagem até 1,2 kJ/mm. Com esta energia de soldagem, as resistências à flexão das juntas soldadas longitudinais (E4/120), transversais (E10/120) e em todo o contorno (E16/120 e E22/80) são 62,0%; 16,2%; 31,2% e 46,9% maiores do que aquelas soldadas com 0,3 kJ/mm (E1/120; E7/120; E13/120 e E19/80), respectivamente.

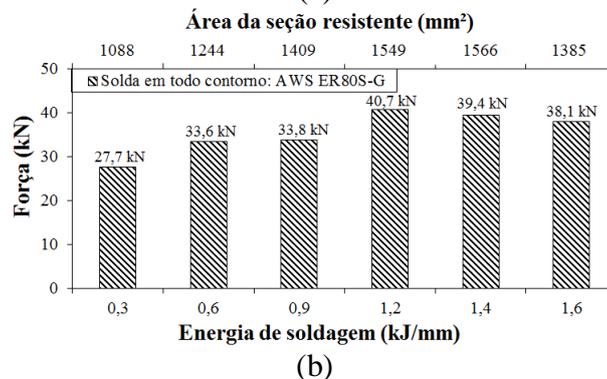
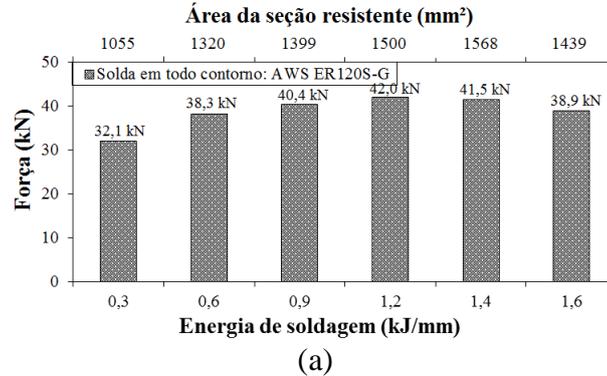


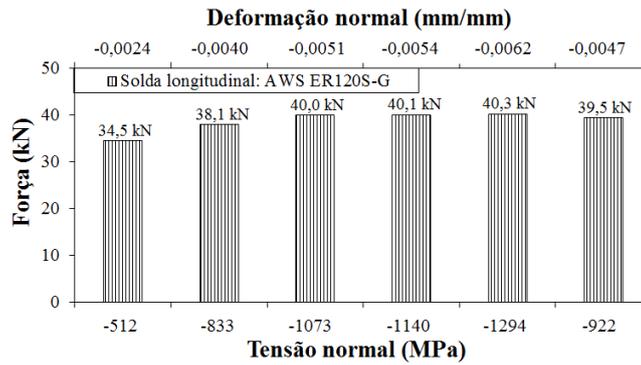
Figura 32 Efeitos da energia de soldagem e da área da seção resistente sobre a força máxima das juntas soldadas em todo o contorno: (a) E13 a E18; (b) E19 a E24.

Também verifica-se nas Figuras 31(a, b) e 32(a, b) que: (a) energias de soldagem superiores a 1,2 kJ/mm aparentemente não são eficazes para aumentar a resistência à flexão das juntas em questão; (b) as juntas soldadas longitudinais (E4/120) exibiram resistências à flexão 23,8% maiores que as juntas soldadas transversais (E10/120), e (4,5% e 1,5%) menores que as juntas soldadas em todo o contorno (E16/120 e E22/80); (c) apesar do consumível AWS ER120S-G possuir resistência à tração nominal 33,3% maior do que o AWS ER80S-G, a resistência à flexão das juntas soldadas em todo o contorno do perfil tubular quadrado com consumível AWS ER120S-G (E16/120) é somente 3,5% maior que a resistência à flexão das juntas soldadas com consumível AWS ER80S-G (E22/80).

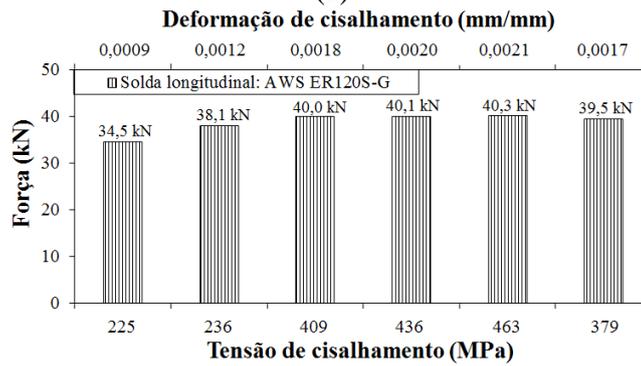
4.2.3 Tensões Normais e de Cisalhamento Obtidas a partir da Força Máxima

As Figuras 33(a, b); 34(a, b); 35(a, b) e 36(a, b) apresentam as forças máximas suportadas pelas estruturas e as deformações medidas, bem como as resultantes tensões normais e de cisalhamento nos perfis retangulares tubulares em seus planos superior e lateral esquerdo, para diferentes energias de soldagem e consumíveis. Os valores de deformação, força e tensão que serão apresentados, referem-se ao momento exato da ruptura, ou seja, no instante em que ocorreu a força máxima suportada pelas juntas soldadas. Este fato é facilmente constatado através dos registros da força durante o ensaio, pois ocorre súbita redução da força exercida sobre a célula de carga.

Por outro lado, através da teoria elementar de resistência dos materiais, é possível calcular teoricamente as tensões normais ($\sigma=M.c/I$) e de cisalhamento [$\tau=V.Q/(I.2t)$] em vigas de seção quadrada vazada (GERE; GOODNO, 2009; BEER; JOHNSTON, 1995). Empregando-se as equações elementares de resistência dos materiais acima descritas, verifica-se que predomina o momento e não a tensão de cisalhamento, apesar destas equações não levarem em consideração as energias de soldagem com as quais estas juntas foram produzidas. Inclusive, analisando-se as figuras apresentadas no subitem 4.2.3, nota-se que as tensões normais são muito superiores às tensões de cisalhamento, e que as tensões normais são negativas. Isso se justifica em função dos extensômetros uniaxiais estarem submetidos à compressão durante à flexão simples.

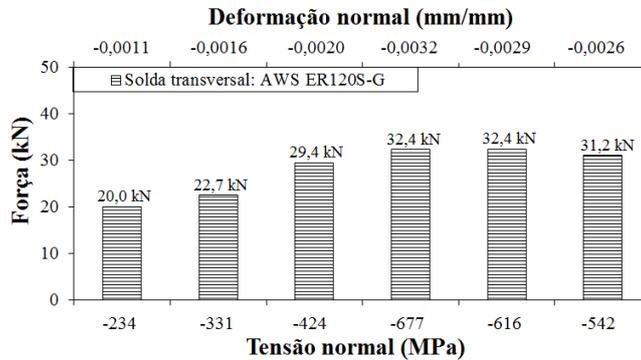


(a)

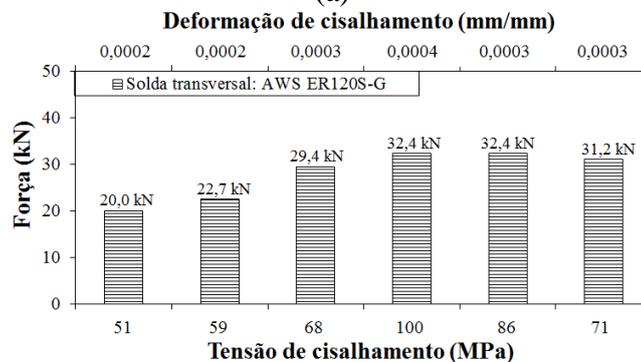


(b)

Figura 33 Tensão e deformação dos experimentos E1 a E6, obtido a partir da força máxima: (a) Tensão e deformação normal; (b) Tensão e deformação de cisalhamento.

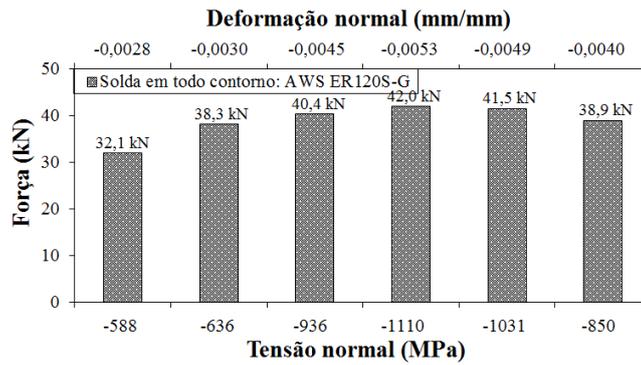


(a)

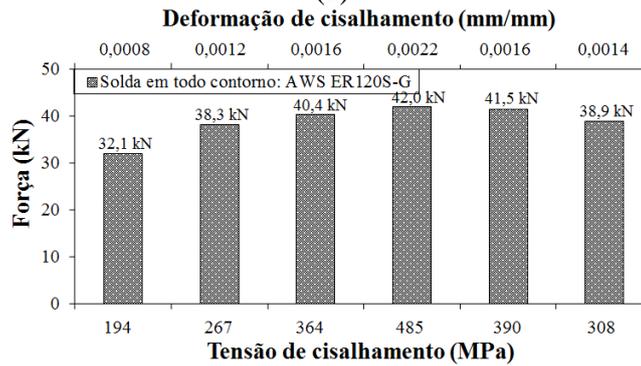


(b)

Figura 34 Tensão e deformação dos experimentos E7 a E12, obtido a partir da força máxima: (a) Tensão e deformação normal; (b) Tensão e deformação de cisalhamento.

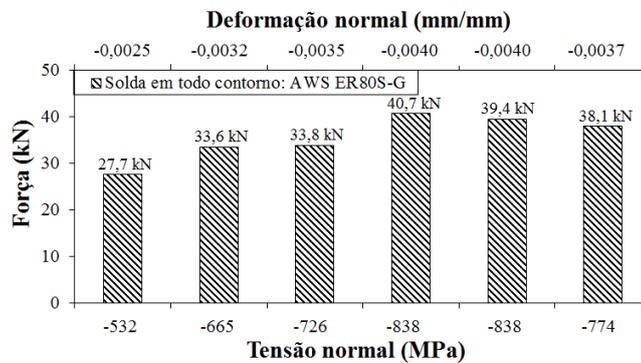


(a)

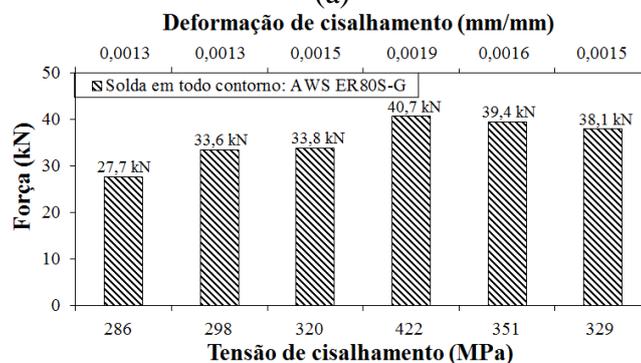


(b)

Figura 35 Tensão e deformação dos experimentos E13/120 a E18/120, obtido a partir da força máxima: (a) Tensão e deformação normal; (b) Tensão e deformação de cisalhamento.



(a)



(b)

Figura 36 Tensão e deformação dos experimentos E19/80 a E24/80, obtido a partir da força máxima: (a) Tensão e deformação normal; (b) Tensão e deformação de cisalhamento.

4.2.4 Regiões de Fratura dos Corpos de Prova

As Figuras 37(a, b); 38(a, b); 39(a-c) e 40(a-c) apresentam fotografias e macrofotografias (região central do cordão de solda) das juntas soldadas longitudinais (E1/120 a E6/120), transversais (E7/120 a E12/120) e das juntas soldadas em todo o contorno do perfil quadrado (E13/120 a E18/120 e E19/80 a E24/80), com ambos consumíveis (AWS ER120S-G e AWS ER80S-G).

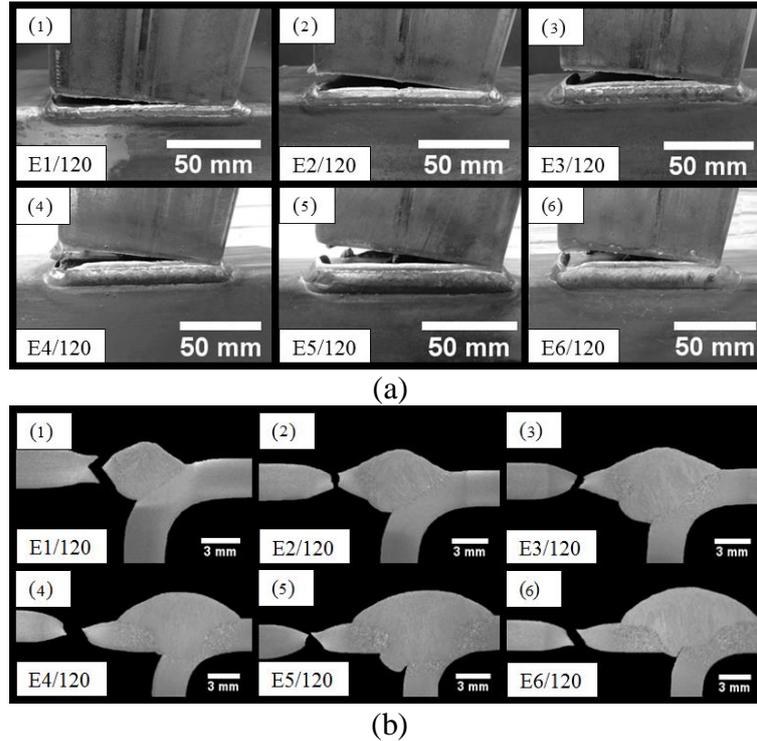
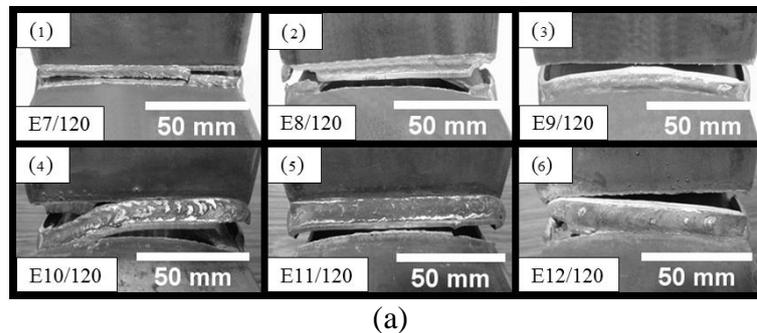
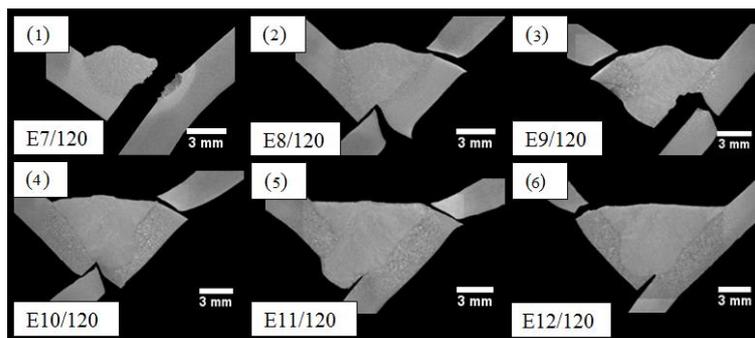


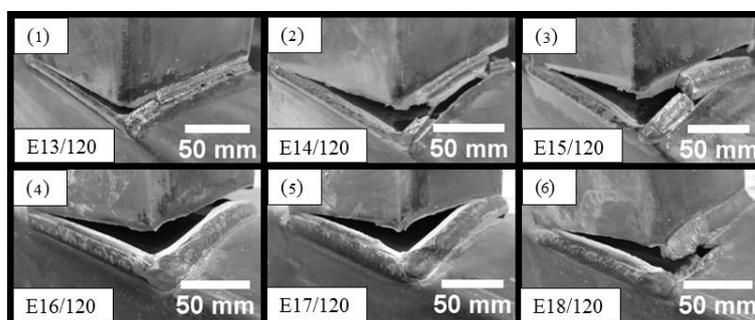
Figura 37 Juntas longitudinais soldadas com consumível AWS ER120S-G e fraturadas por flexão simples - (1) 0,3 kJ/mm; (2) 0,6 kJ/mm; (3) 0,9 kJ/mm; (4) 1,2 kJ/mm; (5) 1,4 kJ/mm; (6) 1,6 kJ/mm: (a) Fotografias; (b) Macrofotografias.



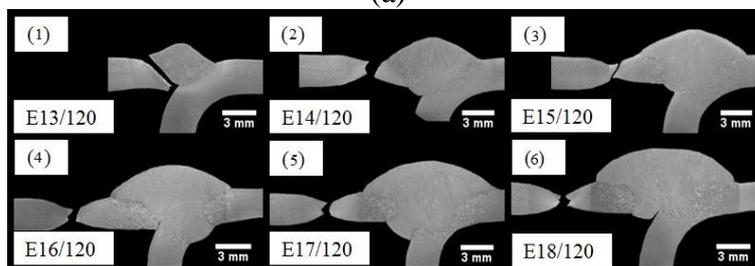


(b)

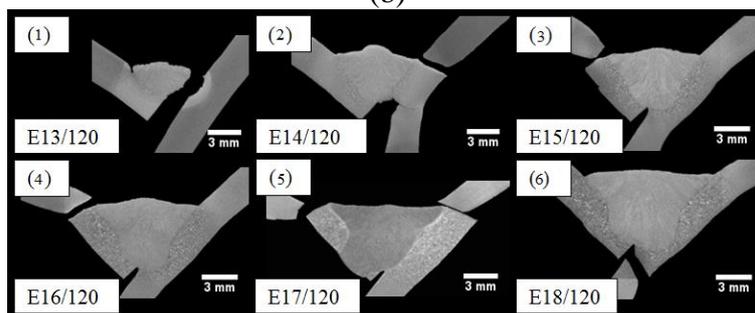
Figura 38 Juntas transversais soldadas com consumível AWS ER120S-G e fraturadas por flexão simples - (1) 0,3 kJ/mm; (2) 0,6 kJ/mm; (3) 0,9 kJ/mm; (4) 1,2 kJ/mm; (5) 1,4 kJ/mm; (6) 1,6 kJ/mm: (a) Fotografias; (b) Macrofotografias.



(a)



(b)



(c)

Figura 39 Juntas soldadas em todo o contorno do perfil quadrado com consumível AWS ER120S-G e fraturadas por flexão simples - (1) 0,3 kJ/mm; (2) 0,6 kJ/mm; (3) 0,9 kJ/mm; (4) 1,2 kJ/mm; (5) 1,4 kJ/mm; (6) 1,6 kJ/mm: (a) Fotografias; (b, c) Macrofotografias.

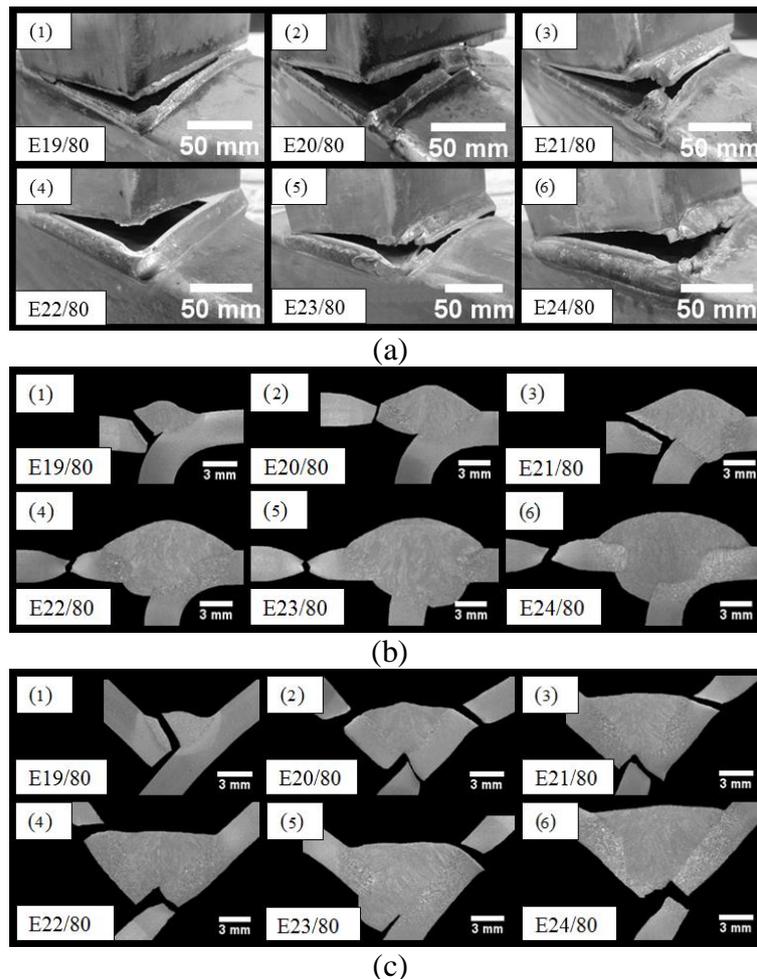


Figura 40 Juntas soldadas em todo o contorno do perfil quadrado com consumível AWS ER80S-G e fraturadas por flexão simples - (1) 0,3 kJ/mm; (2) 0,6 kJ/mm; (3) 0,9 kJ/mm; (4) 1,2 kJ/mm; (5) 1,4 kJ/mm; (6) 1,6 kJ/mm: (a) Fotografias; (b, c) Macrofotografias.

Todos os corpos de prova das juntas soldadas fraturaram de forma dúctil, pois houve significativa redução da seção transversal. Conforme mostrado nas figuras do subitem 4.2.4, as juntas soldadas longitudinais apresentaram fraturas com características distintas das juntas transversais, em função do modo de carregamento, porém, para o mesmo tipo de junta às fraturas apresentam certa tendência de ocorrer numa mesma região relativa, independentemente da energia de soldagem utilizada.

As fraturas das juntas longitudinais soldadas com energias mais elevadas normalmente localizaram-se na ZAC, justamente na região de menor dureza. Porém nos casos em que as juntas foram soldadas com baixas energias, as fraturas apresentaram comportamento instável e nem sempre ocorreram na mesma região. Isso se justifica provavelmente em função de alguma descontinuidade existente na junta soldada

(ocasionada pelas altas taxas de resfriamento do MS), devido à energia de soldagem ser muito baixa e a velocidade de soldagem ser elevada.

Por sua vez, as fraturas das juntas transversais soldadas com energias mais elevadas, geralmente ocorreram ao longo da raiz e da margem da solda, provavelmente devido a concentração de tensão ser mais elevada nestas regiões. Da mesma forma que as juntas longitudinais, as juntas transversais soldadas com energias baixas, exibiram modos de fraturas completamente instáveis e nem sempre ocorreram na mesma região, pelos mesmos motivos citados anteriormente.

Em função destes fatores, não basta de forma alguma os metais de solda e base atenderem os níveis de tenacidade e ductilidade requeridos por diversas normas (AISC, 2006) e Códigos (AWS D1.1, 2006), pois estes resultados não representam adequadamente as situações reais pelas quais passam as mais diversas estruturas soldadas. Dessa forma, os projetistas e engenheiros de soldagem devem atentar para alguns importantes fatos relativos à ductilidade da junta soldada, e projetos com excessiva rigidez devem ser evitados para reduzir a ocorrência de falhas (MACHADO, 2013).

5. CONCLUSÕES

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

(1) A soldagem MAG de perfis tubulares quadrados do aço DOMEX 700 MCTM com espessura de 3 mm é viável, porém na situação investigada, energias de soldagem relativamente elevadas não beneficiam a resistência à flexão das juntas soldadas, pois ocorre uma redução de microdureza e um incremento considerável da área/largura da ZAC.

(2) Os ciclos térmicos adquiridos pela inserção de termopares tipo “S” na poça de fusão, mostraram que os tempos de resfriamento entre 800 e 500 °C aumentaram proporcionalmente com o aumento da energia de soldagem, independentemente do metal de adição e do tipo de junta (longitudinal ou transversal). Este aumento do intervalo $\Delta t_{8/5}$ contribuiu para a redução da dureza e ampliação da área/largura da ZAC.

(3) A energia de soldagem é o fator predominante na resistência à flexão das estruturas soldadas nesta investigação, porém somente enquanto aumenta significativamente a área da seção resistente da junta soldada (produto da garganta pelo comprimento da solda). Isso é corroborado pelo fato das juntas soldadas com os consumíveis AWS ER120S-G e AWS ER80S-G apresentarem progressivo aumento da resistência à flexão com a elevação da energia de soldagem, até o limite de 1,2 kJ/mm.

(4) Energias de soldagem superiores a 1,2 kJ/mm não são eficazes para aumentar a resistência à flexão das juntas soldadas ora investigadas. A partir deste valor, o efeito da energia de soldagem sobre a redução da dureza e, conseqüentemente, resistência mecânica da ZAC, aparentemente se sobrepõe ao aumento da área da seção resistente da junta soldada.

(5) Comparando juntas soldadas com mesma energia, as longitudinais apresentaram resistência à flexão 23,8% maiores que as transversais e (4,5% e 1,5%) menores que as juntas soldadas em todo o contorno com os consumíveis AWS ER120S-G e AWS ER80S-G, respectivamente. A diferença entre a resistência à flexão é para as juntas soldadas com 1,2 kJ/mm, ou aquela na qual a estrutura apresentou maior resistência à flexão em ambos os casos.

(6) Juntas soldadas com mesma energia de soldagem apresentaram tendência a maior resistência à flexão com o consumível AWS ER120S-G do que com o AWS ER80S-G. Entretanto, apesar do primeiro consumível possuir resistência à tração nominal 33,3% maior do que o segundo, a resistência à flexão das juntas soldadas em todo o contorno do perfil tubular quadrado com consumível AWS ER120S-G é somente 3,5% maior que a resistência à flexão das juntas soldadas com consumível AWS ER80S-G, na ótima energia de soldagem (1,2 kJ/mm).

(7) Nas situações investigadas, a integridade estrutural das juntas soldadas pode ser prejudicada quando for utilizado energias de soldagem muito elevadas, pois o “efeito entalhe” promovido nas regiões de menor dureza é mais elevado e a probabilidade de ocorrer falhas nesta região aumenta.

6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Investigar casos com carga produzindo por torção ou combinação de torção e flexão e analisar a eficiência mecânica destas juntas soldadas;

Variar o tipo e a espessura do MB, assim como os parâmetros de soldagem e consumíveis utilizados;

Construir diferentes tipos de perfis (U; C; L), vigas I e avaliar a influência da geometria dos perfis quanto à resistência das estruturas soldadas;

Fabricar perfis com comprimento reduzido e outros prolongados, de maneira a verificar o efeito das tensões cisalhantes e normais sobre as estruturas soldadas;

Construir (vigas biengastada; pórticos resistentes a momento, treliças) e carregar estaticamente estas estruturas com diferentes velocidades;

Além de realizar ensaios estáticos seria interessante estudar o comportamento das estruturas quanto ao carregamento dinâmico;

Fazer simulação computacional através do método de elementos finitos e comparar resultados da simulação com valores analíticos e obtidos experimentalmente;

Estudar a parte metalúrgica e analisar mais profundamente a microestrutura destes aços diante das variáveis utilizadas.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AFFONSO, G. R. **Avaliação de ligações soldadas “T” entre vigas de perfil I ou H e colunas em perfis tubulares circulares.** Dissertação de Mestrado - Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2014.

AKBARNEJAD, S. **Investigation on static strength of welded joints.** Master of Science Thesis - Royal Institute of Technology. Stockholm, 2012.

ALFA INSTRUMENTOS. Disponível em: <<http://www.alfainstrumentos.com.br/artigos.php?id=10>>. Acesso em: 12 dez. 2014.

ALVES, S. F. S. J. **Comportamento de juntas soldadas em nó interno com vigas de diferentes alturas e aço de alta resistência.** Tese de Doutorado - Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra, Coimbra, 2008.

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

AMERICAN SOCIETY FOR METALS. ASM HANDBOOK. **Metalworking: bulk forming.** v.14A. Novelty: ASM International, 2005. 888 p.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. ASTM E3-95. **Standard practice for preparation of metallographic specimens.** West Conshohocken: ASTM, 1995.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. ASTM STANDARD E384-11. **Standard test method for knoop and vickers hardness of materials.** West Conshohocken: ASTM, 2011.

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

ANDOLFATO, R. P.; CAMACHO, J. S.; BRITO, G. A. D. **Extensometria básica.** Material de apoio - Universidade Estadual Paulista. São Paulo, 2004.

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

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

BEER, F. P.; JOHNSTON JR, R. **Resistência dos materiais.** 3. ed. São Paulo: Pearson Makron Books, 1995. 1255 p.

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

BLODGETT, O. W. **Design of weldments.** The James F. Lincoln Arc Welding Foundation. Cleveland, Ohio. May, 1963.

BLODGETT, O. W. **Design of welded structures.** The James F. Lincoln Arc Welding Foundation. Cleveland, Ohio. June, 1966.

BRAR, G. S.; SINGH, C. S. **FEA of residual stress in cruciform welded joint of hollow sectional tubes.** Journal of Constructional Steel Research. p. 44 – 58. July, 2014.

BUNAZIV, I. **Optimization of parameters for fiber laser-MAG hybrid welding in shipbuilding applications.** Thesis (Master's) - Lappeenranta University of Technology, Finland, 2013.

CHRISTITSAS, A. D.; PACHOUMIS, D. T.; KALFAS, C. N.; GALOUSSIS, E. G. **FEM analysis of conventional and square bird-beak SHS joint subject to in-plane bending moment – experimental study.** Journal of Constructional Steel Research. p. 1361-1372. 2007.

COSTA, V. M.; HAAG, J.; SANTOS, B. P.; COGO, G.; LESSA, C. R. L.; STROHAECKER, T. T. **Caracterização mecânica e metalúrgica de juntas dissimilares de metais alta resistência e baixa liga.** In: 67º Congresso ABM – Internacional. Rio de Janeiro, 2012. p. 1432-1441.

DALLY, J. W.; RILEY, W. F. **Experimental stress analysis.** 2. ed. United States of America: McGraw-Hill, 1978. 571 p.

DAVIS, J. R. **Corrosion of weldments**. ASM International: American Technical Publishers Ltd, 2006. 225 p.

DOEBELIN, E. O. **Measurement systems: application and design**. 4. ed. McGraw-Hill, 1990. 960 p.

EASTERLING, K. **Introduction to the physical metallurgy of welding**. 2.ed. Oxford: Butterworth-Heinemann Ltd, 1992. 270 p.

ESAB. Disponível em: <<http://www.esab.com.br/>>. Acesso em: 12 jan. 2015.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. EN 10149-2. **Hot rolled flat products made of high yield strength steels for cold forming – part 2: delivery conditions for thermomechanically rolled steels**. Brussels: ECS, 1995.

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

FIALHO, A. B. **Instrumentação industrial: conceitos, aplicações e análises**. 5. ed. São Paulo: Editora Érica LTDA, 2007. 278 p.

FUNDERBURK, R. S. **Key concepts in welding engineering: a look at heat input**. Welding Innovation XVI, 1999.

GERE, J. M; GOODNO, B. J. **Mechanics of materials**. 7. ed. Canada: Cengage Learning, 2009. 1022 p.

GERE, J. M. **Mecânica dos materiais**. 5. ed. São Paulo: Pioneira Thomson Learning, 2003. 698 p.

GHOSH, A.; DAS, S.; CHATTERJEE, S.; MISHRA, B.; RAO, P. R. **Influence of thermo-mechanical processing and different post-cooling techniques on structure and properties of an ultra low carbon Cu bearing HSLA forging**. Materials Science and Engineering: A. 348: 299-308, 2003.

GLADMAN, T. **The physical metallurgy of microalloyed steels**. 1.ed. London: Institute of Materials, 1997. 363 p.

GORNI, A. A.; SILVEIRA, J. H. D. D.; REIS, J. S. D. S. **Metalurgia dos aços microligados usados em tubos soldados de grande diâmetro.** Corte & Conformação de Metais. Março, 2010.

GÓRKA, J. **Influence of the maximum temperature of the thermal cycle on the properties and structure of the HAZ of steel S700MC.** IOSR Journal of Engineering, 3(11): 22-28, Nov 2013.

GUERRA, M. J. L.; REIS, S. L. F.; NUNES, G. V.; SARMANHO, A. M. **Análise da rigidez de ligações metálicas soldadas entre pilar de seção RHS e viga de seção I.** In: CILAMCE. Pirenópolis, Goiás. Novembro, 2013.

HBM. **Curso de extensometria.** Material de apoio. Disponível em: <www.hbm.com>. São Paulo, 2006.

HOCHHAUSER, F.; ERNST, W.; RAUCH, R.; VALLANT, R.; ENZINGER, N. **Influence of the soft zone on the strength of welded modern HSLA steels.** Welding in the World, 56(5-6): 77-85, 2012.

HOFFMANN, K. **An introduction to measurements using strain gages.** Darmstadt: Hattinger Baldwin Messtechnik GmbH, 1989.

KAPUSTKA, N; CONRARDY, C; BABU, S; ALBRIGTH, C. **Effect of GMAW process and material conditions on DP 780 and TRIP 780 welds.** Welding Research. Supplement to the Welding Journal, 87: 135-148, Jun 2008.

KOU S. **Welding metallurgy.** 2. ed., John Wiley & Sons, 2003.

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

KUROBANE, Y.; PACKER, J. A.; WARDENIER, J.; YEOMANS, N. **Design guide for structural hollow section column connection (9).** CIDECT. TÜV-Verlag GmbH; 2004.

LAIBLE, M. **Electrical measurement of mechanical quantities.** Darmstadt: Hattinger Baldwin Messtechnik GmbH, 2000.

LANCASTER, J. F. **Metallurgy of welding.** 6. ed. Cambridge: Woodhead Publishing Limited, 1999. 446 p.

LEUCKERT, C. **Sistema portátil de aquisição de dados para análise dinâmica de estruturas mecânicas.** Dissertação de Mestrado - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2000.

LIMA, L. R. O.; NEVES, L. F. C.; SILVA, J. G. S.; VELLASCO, P. C. G. S. **Análise paramétrica de ligações “T” com perfis tubulares em aço através de um modelo de elementos finitos.** In: CILAMCE. Guarapari, Espírito Santo. Outubro, 2005.

MACHADO, I. G. **Condução do calor na soldagem: fundamentos & aplicações.** 1. ed. Porto Alegre: Imprensa Livre Editora LTDA, 2000. 119 p.

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

MACHADO, I. G. **Falhas de estruturas de aço soldadas devido a reduzida ductilidade.** Soldagem & Inspeção, 18(4): 391-403, Out/Dez 2013.

MACHADO, I. G. **Novos paradigmas para especificação de juntas soldadas.** Soldagem & Inspeção, 17(3): 278-288, Jul/Set 2012.

MAITY, S. K.; BALLAL, N. B.; KAWALLA, R. **Development of process for thermomechanical treatment of ultrahigh strength steel prepared by electroslag refining.** Ironmaking & Steelmaking, 34(4): 332-342, 2007.

MILLER, D. K. **Welding of steel bridges: highway structures design handbook.** The Lincoln Electric Company. USA, 1994. 88 p.

NUNES, T. C. **Análise de ligações metálicas soldadas entre pilar de seção RHS e viga de seção I.** Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2012.

NUNES, T. C.; FREITAS, A. M. S.; PAULA, G. D.; FREITAS, M. S. R. **Análise de ligações metálicas soldadas entre pilar de seção RHS e viga de seção I.** Revista da Estrutura de Aço. 1(3): 167–180, Dez 2012.

PACKER, J. A. **Moment connections between rectangular hollow sections.** J. Construct. Steel Research. v. 25. p. 63-81. 1993.

PFEIL, V.; PFEIL, M. **Estruturas de aço: dimensionamento prático.** 8. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2013. 357 p.

- PIRINEN, M. **The effects of welding heat input on the usability of high strength steels in welded structures.** Thesis (Doctor) - Lappeenranta University of Technology, Finland, 2013.
- RAJAN, T. V.; SHARMA, C. P.; SHARMA, A. **Heat treatment: principles and techniques.** PHI Learning, 2011. 408 p.
- REIS, S. L. F. **Análise teórico-experimental de ligações metálicas soldadas entre coluna em perfil tubular circular e viga em perfil de seção transversal “I”.** Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2011.
- ROCHA, I. C. L. **Propriedades mecânico/metalúrgicas de juntas soldadas de DP1000 e o efeito de bake hardening.** Dissertação de Mestrado - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2014.
- ROCHA, I. C. L.; MACHADO, I. G.; MAZZAFERRO, C. C. P. **Mechanical and metallurgical properties of DP 1000 steel square butt welded joints with GMAW.** International Journal of Engineering & Technology, 4(1): 26-34, 2015.
- SHIGLEY, J. E.; MISCHKE, C. R.; BUDYNAS, R. G. **Projeto de engenharia mecânica.** 7. ed. Porto Alegre: Bookman, 2005. 960 p.
- SSAB TUNNPLAT. **Sheet steel joining handbook: joining of high strength steels.** Sweden: SSAB Tunnplat AB, 2004.
- STRAIN GAGES IN KFG SERIES. Disponível em: <http://www.panambra.com/fw-uploads/2013-04-24-03-04-01_kfg_engy%288%29.pdf>. Acesso em: 12 dez. 2014.
- SZLENDAK, J. **Beam-column welded RHS connections.** Thin-Walled Structures. Elsevier Science Publishers Ltd. n. 12, p. 63-80. England, 1991.
- TABET, F.; LIMA, L. R. O.; VELLASCO, P. C. G. S.; ANDRADE, S. A. L.; SILVA, J. G. S.; NEVES, L. F. C. **Avaliação do coeficiente de eficiência em ligações “T” com perfis tubulares através do método de elementos finitos.** Disponível em: <<https://www.researchgate.net/publication/268179055>>. Acesso em: 6 jan. 2016.
- TAMURA, I.; SEKINE, H.; TANAKA, T.; OUCHI, C. **Thermomechanical processing of high-strength low-alloy steels.** 1. ed. Butterworth-Heinemann, 1988. 248 p.

WARDENIER, J.; KUROBANE, Y.; PACKER, J. A.; VAN DER VEGTE, G. J.; ZHAO, X.-L. **Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading (1)**. 2. ed. Construction with hollow steel sections series. CIDECT, 2008.

WINDOW, A. L.; HOLISTER, G. S. **Strain gauge technology**. 1. ed. London and New York: Elsevier Applied Science, 1982. 356 p.

WINKEL, G. D. **The static strength of I-beam to circular hollow section column connections**. PhD Thesis - Delft University of Technology. The Netherlands, 1998.

8. ANEXOS

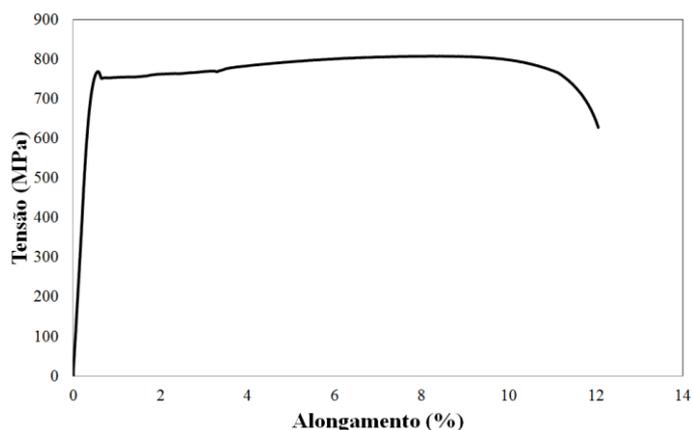


Figura 41 Curva típica do aço DOMEX 700 MC (tensão *versus* alongamento).

Tabela 8 Especificações da célula de carga Q-10T.

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

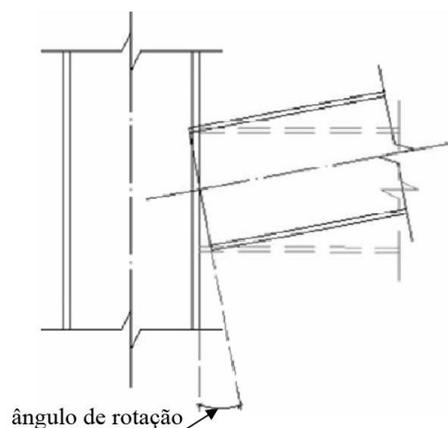


Figura 42 Ângulo de rotação no ponto onde a estrutura recebeu a força máxima antes de romper.

Tabela 9 Resultados experimentais das estruturas soldadas submetidas à flexão.

Experimento	Força máxima suportada pela estrutura (kN)	Momento (kN.m)	Ângulo de rotação (rad)	Tempo para romper (s)
E1/120	34,5	19,4	0,046	98,8
E2/120	38,1	21,3	0,055	117
E3/120	40,0	22,4	0,060	127,8
E4/120	40,1	22,4	0,066	135,1
E5/120	40,3	22,6	0,062	127,5
E6/120	39,5	22,2	0,072	147,8
E7/120	20,0	11,2	0,026	55,7
E8/120	22,7	12,7	0,025	54,7
E9/120	29,4	16,5	0,039	83,9
E10/120	32,4	18,2	0,046	94,4
E11/120	32,4	18,2	0,045	90,2
E12/120	31,2	17,5	0,050	102,2
E13/120	32,1	18,0	0,041	87,5
E14/120	38,3	21,4	0,058	119,4
E15/120	40,4	22,7	0,062	128,2
E16/120	42,0	23,6	0,078	160,4
E17/120	41,5	23,3	0,077	158,2
E18/120	38,9	21,8	0,069	141,3
E19/80	27,7	15,5	0,034	74,1
E20/80	33,6	18,8	0,043	90,8
E21/80	33,8	19,0	0,043	90,9
E22/80	40,7	22,8	0,074	153,1
E23/80	39,4	22,1	0,070	144,2
E24/80	38,1	21,3	0,068	140,8