



I Curso de Especialização em Engenharia da Soldagem

Turma 2011 - CTA DEMEC-TC/UFPR

LEONARDO GAISER KLETTENBERG

LIGAÇÕES SOLDADAS EM ESTRUTURAS METÁLICAS

CURITIBA-PR

2013

LEONARDO GAISER KLETTENBERG

LIGAÇÕES SOLDADAS EM ESTRUTURAS METÁLICAS

Monografia apresentada como requisito parcial à obtenção do grau de Especialista em Engenharia da Soldagem do curso de Especialização em Engenharia da Soldagem da Universidade Federal do Paraná, na área de concentração fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Ramón Sigifredo Cortés Paredes.

CURITIBA

2013

TERMO DE APROVAÇÃO

LEONARDO GAISER KLETTENBERG

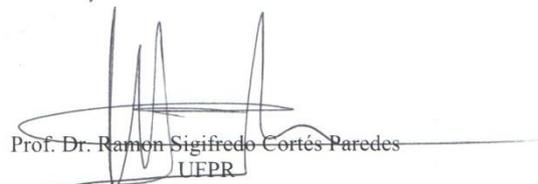
LIGAÇÕES SOLDADAS EM ESTRUTURAS METÁLICAS

Monografia aprovada como requisito parcial à obtenção de grau de Especialista em Engenharia da Soldagem, área de concentração Fabricação, no Curso de Especialização em Engenharia da Soldagem, Setor de Tecnologia da Universidade Federal do Paraná.

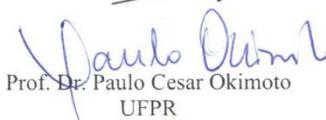
Banca Examinadora :



Prof. Dr. Helio Padilha
UFPR



Prof. Dr. Ramon Sigifredo Cortés Paredes
UFPR



Prof. Dr. Paulo Cesar Okimoto
UFPR

Curitiba, 31 de outubro de 2013.

Permaneçei em mim e eu permanecerei em vós. O ramo não pode dar fruto por si mesmo, se não permanecer na videira. Eu sou a videira e vós os ramos. Quem permanecer em mim e eu nele, este dá muito fruto; *porque sem mim nada podeis fazer.*

Jo 15, 4-5

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar agradeço a Deus, pela oportunidade de poder concluir esta especialização de tão grande valia para minha vida profissional.

Agradeço a família, principalmente pela compreensão da ausência nos momentos de lazer.

Agradeço também de forma especial ao prof. Ramon, pela disponibilidade de ser meu orientador, e também de uma forma bastante especial ao prof. Paulo Okimoto, pelo seu grande comprometimento com o curso.

Agradeço aos demais professores, pela disponibilidade e atenção dispensada em repassar os seus preciosos conhecimentos.

E por fim, agradeço aos colegas de turma, pelo apoio e a amizade aqui criada, durante todo este tempo.

RESUMO

Será apresentado nesta revisão bibliográfica os tipos de aços e processos de soldagem mais empregados nas estruturas de aço, as ligações mais frequentes, enfatizando os tipos e as características estruturais.

Apresentaremos também aspectos relativos a metalurgia da soldagem e sobre o comportamento estrutural da solda, a avaliação da resistência com base na norma brasileira NBR 8800 e nas principais normas estrangeiras aplicáveis e finalmente apresentaremos os controles de qualidade das mesmas.

Palavras-chave: Estruturas, estruturas de aço, ligações, conexões, soldas.

ABSTRACT

Types of steels and welding processes most commonly used in steel structures, the most frequent connections, emphasizing the types and structural features will be presented in this literature review.

We will also present aspects of metallurgy and welding on the structural behavior of the weld, the assessment of resistance based on the Brazilian standard NBR 8800 and major foreign standards and finally present the quality controls of the same.

Keywords: Structures, steel structures, connections, fittings, solder.

LISTAS DE ILUSTRAÇÕES

FIGURA 2.1 Evolução dos processos de soldagem ao longo do tempo (WAINER, E.; BRANDI, S.D.; MELLO, F.D.H. (1992).	016
FIGURA 2.2 a) Representação do circuito de soldagem, do oscilograma da tensão e da corrente no instante do acendimento do arco, (b) aspecto do arco elétrico. (QUITES, A.M.; DUTRA, J.C. (1979)	018
FIGURA 2.3 Representação do processo de soldagem a arco com eletrodo revestido (SMAW), processo manual. (OWENS, G.W.; CHEAL, B.D (1989).....	020
FIGURA 2.4 Representação do processo de soldagem a arco submerso (SAW). (OWENS, G.W.; CHEAL, B.D (1989).....	022
FIGURA 2.5 Representação do processo de soldagem com gás de proteção (GMAW). (OWENS, G.W.; CHEAL, B.D (1989).	025
FIGURA 2.6 Esquemas de transferência mostrando o comportamento da tensão e da corrente de soldagem. (WAINER, E.; BRANDI, S.D.; MELLO, F.D.H. (1992)	027
FIGURA 2.7 (a) Fases da soldagem de um conector tipo cavilha de cabeça; (b) pistola para solda automática de conectores. (LAMAS, A.R.G.; BENTO, J.A.R.S.P.; MARTINS, L.M.C.D. (1982).	027
FIGURA 2.8 Juntas soldadas. (GAYLORD, H.E; GAYLORD, CN.; STALLMEYER, J.E (1992)	030
FIGURA 2.9 Formas para o filete de solda. (COOPER, S.E (1985).	032
FIGURA 2.10 Exemplo de soldas em chanfro. (COOPER, S.E (1985).....	033
FIGURA 2.11 Exemplos de solda de tampão. (SALMON, C.G.; JOHNSON, J.E. (1990)	033
FIGURA 2.12 Simbologia de solda segundo AWS. (BELLEI, ILDONY H.(2004)	034
FIGURA 3.1 Alterações microestruturais e mecânicas decorrentes dos tratamentos térmicos pós-soldagem (esquemático). (ESAB. Metalurgia da Soldagem. 2004.....	048
FIGURA 3.2 Estimativa de diluição a partir da geometria da solda:	

(a) junta topo a topo; (b) junta cochanfro em V. (ESAB. Metalurgia da Soldagem. 2004)	053
FIGURA 3.3 Ciclo térmico de soldagem. (ESAB. Metalurgia da Soldagem. 2004)	054
FIGURA 3.4 Repartição térmica de uma solda. (ESAB. Metalurgia da Soldagem. 2004)	055
FIGURA 3.5 Recristalização de cordões de solda por passes subsequente. depositados com eletrodo revestido em uma junta multipasses. (ESAB. Metalurgia da Soldagem. 2004)	056
FIGURA 3.6 As técnicas de soldagem de (a) trançar e (b) filetar. (ESAB. Metalurgia da Soldagem. 2004)	057
FIGURA 3.7 Fissuração no centro do cordão em um passe único de alta penetração. (ESAB. Metalurgia da Soldagem. 2004)	058
FIGURA 3.8 Trincas por hidrogênio na zona termicamente afetada numa junta em ângulo feita com um eletrodo rutílico. (ESAB. Metalurgia da Soldagem. 2004)	063
FIGURA 3.9 Caminhos do fluxo de calor em juntas de topo e em ângulo. (ESAB. Metalurgia da Soldagem. 2004)	063
FIGURA 3.10 Decoção lamelar na ZTA de uma junta de topo multipasse. (ESAB. Metalurgia da Soldagem. 2004)	065
FIGURA 3.11 Princípios de (a) almofadamento e (b) almofadamento durante a própria soldagem para reduzir o risco de decoção lamelar. (ESAB. Metalurgia da Soldagem. 2004)	065
FIGURA 4.1 Definições para filetes de solda. (SIDERBRÁS (1988)	068
FIGURA 4.2 Definições para soldas em chanfro. (SIDERBRÁS (1988)	069
FIGURA 4.3 Exemplos de gargantas efetivas a em soldas de penetração parcial executadas pelo processo SMAW. (GAYLORD, H.E; GAYLORD, CN.; STALLMEYER, J.E (1992)	069
FIGURA 4.4 Garganta efetiva para soldas em superfícies curvas (<i>flare groove welds</i>). (EUROCODE 3, 1996)	70

FIGURA 4.4 Garganta efetiva para soldas em superfícies curvas (<i>flare groove welds</i>). (EUROCODE 3, 1996)	070
FIGURA 4.5 Soldas em chanfro em juntas tê. (EUROCODE 3, 1996).....	072
FIGURA 4.6 Efeito da espessura na dissipação do calor. (SALMON, C.G.; JOHNSON, J.E. (1990).	073
FIGURA 4.7 (a), (b) Dimensão máxima do filete de solda; (c) motivo da limitação. (AISC ASD, 1989)	074
FIGURA 4.8 Soldas de filete intermitentes. (AISC ASD, 1989).....	076
FIGURA 4.9 (a) Ligações de filete por sobreposição; (b) rotação excessiva em ligações por sobreposição. (BELLEI, ILDONY H.(2004)	076
FIGURA 4.10 Retornos de soldas de filete. (BELLEI, ILDONY H.(2004)	077
FIGURA 4.11 Limitações para furos e rasgos em soldas de tampão. BELLEI, ILDONY H.(2004).....	078
FIGURA 4.12 Exemplo de solda de filete em furo ou rasgo. (EUROCODE 3, 1996)	079
FIGURA 4.13 (a) Solda alongada na direção da força; (b) solda convencional. (GAYLORD, H.E; GAYLORD, CN.; STALLMEYER, J.E (1992).	079
FIGURA 4.14 (a) Soldas insatisfatórias para conexões tracionadas; (b) soldas satisfatórias para conexões tracionadas. (OWENS, G.W.; CHEAL, B.D (1989)	080
FIGURA 4.15 Conduta de soldas com filetes laterais curtos, amplamente espaçados. (a) distribuição de tensões; (b) modos de falha (c) perda de eficiência. (OWENS, G.W.; CHEAL, B.D (1989)	081
FIGURA 4.16 Largura efetiva de uma ligação tê não enrijecida. (EUROCODE 3, 1996)	083
FIGURA 4.17 Espessura da garganta efetiva para soldas de filete de penetração profunda. (OWENS, G.W.; CHEAL, B.D (1989)	091
FIGURA 5.1 Conexões soldadas com carregamento excêntrico. (CRAWLEY, S.W.; DILLON, R.M. (1993)	094

FIGURA 5.2 Excentricidade no plano das soldas. (CRAWLEY, S.W.; DILLON, R.M. (1993)	095
FIGURA 5.3 Análise do grupo de soldas. (OWENS, G.W.; CHEAL, B.D (1989).	098
FIGURA 5.4 Grupo de soldas sob carregamento excêntrico: método do centro instantâneo de rotação. (SALMON, C.G.; JOHNSON, J.E. (1990)	100
FIGURA 5.5 Análise de conexão soldada sob carregamento (CRAWLEY, S.W.; DILLON, R.M. (1993)	104
FIGURA 5.6 Excentricidade fora do plano das soldas. (CRAWLEY, S.W.; DILLON, R.M. (1993)	105
FIGURA 5.7 Distribuição de tensões na solda. (a) Console conectado à um pilar; (b) perfil I conectado à um pilar (conexão viga-pilar). (MALITE, M. (1994).....	108
FIGURA 5.8 (a) Cordão de solda sem “restrição”; (b) cordão de solda com “restrição” na zona comprimida. (DAWE, J.L.; KULAK. G.L. (1974).....	109
FIGURA 5.9 Forças atuando na solda. Modelo de DAWE & KULAK. (DAWE, J.L.; KULAK. G.L. (1974).....	110
FIGURA 6.1 Tipos de emendas. (a) Emenda parafusada com cobrejuntas; (b) emenda parafusada com chapa de topo; (c) emenda soldada ligada diretamente; (d) emenda soldada com chapa de topo. (BRASIL, 1986/1988)	115
FIGURA 6.2 (a) Emenda de viga com solda em chanfro; (b) emenda de viga com chapas e solda de filete. (PFEIL, W.; PFEIL, M. (2000).	116
FIGURA 6.3 Emendas entre elementos de tamanhos diferentes. (MALITE, M. (1994)	118
FIGURA 6.4 Exemplos de perfis soldados. (a) Perfil I; (b) seção caixão. (MALITE, M. (1994).	119
FIGURA 6.5 Distribuição de tensões normais e de cisalhamento na flexão. (SCHULTE, H; YAGUI, T. (1981).....	120
FIGURA 6.6 (a) Distribuição real da tensão de cisalhamento em seção I, (b) distribuição uniforme da tensão de cisalhamento na	

alma em seção I. (MALITE, M. (1994).....	122
FIGURA 7.1 Solda de filete com múltiplos passes. (GAYLORD, H.E; GAYLORD, CN.; STALLMEYER, J.E (1992)	123
FIGURA 7.2 Preparações de extremidades de soldas em chanfro. (BELLEI, ILDONY H.(2004)	124
FIGURA 7.3 Distorções de ligações em te. (COOPER, S.E (1985).....	125
FIGURA 7.4 Exemplos de defeitos de mordedura. (a) Mordedura larga e curvada; (b) mordedura estreita. (OWENS, G.W.; CHEAL, B.D (1989).	127
FIGURA 7.5 Exemplos de inclusão de escória. (OWENS, G.W.; CHEAL, B.D (1989).	128
FIGURA 7.6 Exemplo de falta de penetração. (OWENS, G.W.; CHEAL, B.D (1989).	129
FIGURA 7.7 Exemplo de falta de fusão. (OWENS, G.W.; CHEAL, B.D (1989).	129
FIGURA 7.8 Exemplos de trincas na zona afetada pelo calor. (OWENS, G.W.; CHEAL, B.D (1989).	131
FIGURA 7.9 Exemplos de trincas devido a solidificação do metal de solda. (OWENS, G.W.; CHEAL, B.D (1989).	132
FIGURA 7.10 Esquema do teste de inspeção de fissuras por líquidos penetrantes. (OWENS, G.W.; CHEAL, B.D (1989).	134
FIGURA 7.11 Influência dos defeitos no fluxo magnético. (OWENS, G.W.; CHEAL, B.D (1989).	135
FIGURA 7.12 Fundamentos do método de inspeção por radiografia. (OWENS, G.W.; CHEAL, B.D (1989).	135
FIGURA 7.13 Exemplos de detecção de defeitos pelo método ultra-sônico. (a) Defeito em uma chapa plana; (b) fissura na zona afetada pelo calor em uma ligação soldada em tê. (OWENS, G.W.; CHEAL, B.D (1989).	137

LISTAS DE TABELAS

TABELA 3.1 Temperatura de pré-aquecimento recomendada α_{Ceq} .(ESAB 2004).	045
TABELA 3.2 Tempo e temperatura de alívio de tensões. .(ESAB 2004)	047
TABELA 4.1 Garganta efetiva em soldas de chanfro em penetração parcial. (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2008)	070
TABELA 4.2 Dimensão mínima de uma solda de filete. (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2008)	073
TABELA 4.3 Espessura mínima da garganta efetiva de uma solda em chanfro de penetração parcial. (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2008)	073
TABELA 4.4 Valores para o fator de correlação. (EUROCODE 3, Design off steel structures. 1996)	087
TABELA 4.5 Resistência de cálculo ao cisalhamento de soldas de filete ϕR_n , em N/mm, pelo processo SMAW. (SALMON, C.G.; JOHNSON, J.E. (1990)	88
TABELA 4.6 Resistência de cálculo ao cisalhamento de soldas de filete ϕR_n , em N/mm, pelo processo SAW. (SALMON, C.G.; JOHNSON, J.E. (1990)	088
TABELA 4.7 Resistência de cálculo de solda de chanfro de penetração total. BELLEI, ILDONY H.(2004).....	089
TABELA 4.8 Resistência de cálculo de solda de chanfro de penetração total. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2008)	090
TABELA 4.9 Resistência de cálculo de solda de chanfro de penetração parcial. (BELLEI, ILDONY H.(2004).	090
TABELA 4.10 Resistência de cálculo de solda de chanfro de penetração parcial. (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2008)	091
TABELA 4.11 Tensões admissíveis nas soldas. (AISC ASD – 1989)	093
TABELA 7.1 Descontinuidades encontradas nos processos de soldagem. (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2008)	126
TABELA 7.2 Descontinuidades encontradas nos processos de soldagens. (CUNHA, L.J.G. (1985).	127

SUMÁRIO

INTRODUÇÃO	009
1 CONSTRUÇÕES METÁLICAS	010
1.1 VANTAGENS E DESVANTAGENS DAS ESTRUTURAS DE AÇO.....	010
1.2 CAMPO DE APLICAÇÃO.....	011
1.3 FATORES QUE INFLUENCIAM O CUSTO DE UMA ESTRUTURA	011
1.4 PRINCIPAIS FASES NA CONSTRUÇÃO DE UMA OBRA.....	012
1.5 MÉTODO DE DIMENSIONAMENTO	012
1.6 LIGAÇÕES DE ESTRUTURA METÁLICA.....	012
2 PROCESSOS DE SOLDAGEM E IMPLICAÇÕES	014
2.1 INTRODUÇÃO E DESENVOLVIMENTO HISTÓRICO	014
2.2 PROCESSOS BÁSICOS DE SOLDAGEM	016
2.2.1 Soldagem a arco com eletrodo revestido (SMAW - Shield Metal Arc Welding).....	018
2.2.2 Soldagem a arco submerso (SAW - Submerged Arc Welding)	021
2.2.3 Soldagem com gás de proteção (GMAW - Gas Metal Arc Welding)	024
2.2.4 Soldagem arco elétrico com fluxo no núcleo (FCAW - Flux Cored Arc Welding).....	028
2.2.5 Soldagem de pinos (conectores)	028
2.3 POSIÇÕES DE SOLDAGEM E TIPOS DE JUNTAS SOLDADAS.....	029
2.4 TIPOS DE SOLDAS	031
2.4.1 Soldas de filete	031
2.4.2 Soldas em chanfro	032
2.4.3 Soldas de tampão em furos e rasgos (ranhura)	033
2.5 SIMBOLOGIA DE SOLDAGEM	034
3 METALURGIA DA SOLDAGEM	036
3.1 METAIS E LIGAS METÁLICAS	036
3.1.1 Origem e fabricação	036
3.1.2 Aços efervescentes	037
3.1.3 Aços parcialmente desoxidados	038
3.1.4 Aços acalmados	038
3.1.5 Aços parcialmente acalmados	038

3.1.6 Aços desoxidados a vácuo	038
3.1.7 Classificações dos aços	039
3.1.7.1 Aços carbono	039
3.1.7.2 Aços de baixa liga.....	040
3.1.7.3 Aços de média liga	041
3.1.7.4 Aços de alta liga	041
3.1.8 Tratamentos térmicos	042
3.1.8.1 Pré-aquecimento	042
3.1.8.2 Pós-aquecimento.....	045
3.1.8.3 Alívio de tensões	046
3.1.8.4 Recozimento pleno	047
3.1.8.5 Normalização.....	048
3.1.8.6 Têmpera	049
3.1.8.7 Revenimento.....	049
3.2 PROPRIEDADES E ENSAIOS DOS METAIS	049
3.3 PRINCIPIOS DOS CONSUMÍVEIS DE SOLDAGEM	050
3.4 PROPRIEDADES DO METAL DE SOLDA	051
3.4.1 Poça de fusão e diluição	051
3.4.2 Aporte térmico	053
3.4.3 Ciclo térmico de soldagem	054
3.4.4 Repartição térmica	055
3.4.5 A estrutura do metal de solda	056
3.5 DEFEITOS DO METAL DE SOLDA	057
3.5.1 Trincas de solidificação	058
3.5.2 Trincas induzidas por hidrogênio	058
3.5.3 Porosidade	059
3.5.4 Inclusões	059
3.5.5 Defeitos de cratera	060
3.5.6 Falta de fusão e perfil do cordão desfavorável	060
3.6 A ZONA TERMICAMENTE AFETADA (ZTA)	060
3.6.1 Defeitos na ZTA	061
3.6.1.1 Fissuração da ZTA por hidrogênio.....	062
3.6.1.2 Decoção lamelar.....	064
3.6.1.3 Trincas de reaquecimento.....	066

3.6.1.4 Fissuração por corrosão sob tensão	066
3.6.1.5 Trincas de liquação	066
4 RESISTÊNCIA DE SOLDAS	067
4.1 ÁREAS EFETIVAS DE CISALHAMENTO E OUTROS PARÂMETROS	
DOS CORDÕES DE SOLDA	067
4.2 DISPOSIÇÕES CONTRUTIVAS	073
4.3 CONSIDERAÇÕES ESPECIAIS A RESPEITO DE SOLDAS DE FILETE	079
4.4 RESISTÊNCIA DE SOLDAS DE FILETE	083
4.5 RESISTÊNCIA DE SOLDAS EM CHANFRO	089
4.5.1 Penetração total	089
4.5.2 Penetração parcial	091
4.6 RESISTÊNCIA DE SOLDAS DE TAMPÃO	092
5 CONEXÕES SOLDADAS SUJEITAS A CARREGAMENTO	
EXCÊNTRICO	094
5.1 GRUPO DE SOLDAS SOB FORÇA CORTANTE E MOMENTO DE	
TORÇÃO	094
5.2 GRUPO DE SOLDAS SOB FORÇA CORTANTE E MOMENTO	
FLETOR	105
6 EMENDAS EM BARRAS E OUTRAS CONEXÕES	114
6.1 EMENDAS EM BARRAS	114
6.1.1 Emendas de pilares de edifícios	114
6.1.2 Emendas em vigas	125
6.1.3 Emendas em barras axialmente solicitadas	118
6.2 SOLDA DE COMPOSIÇÃO EM PERFIS	119
7 FABRICAÇÃO E QUALIDADE NAS SOLDAS	123
7.1 FATORES QUE AFETAM A QUALIDADE DE CONEXÕES	
SOLDADAS	123
7.1.1 Eletrodos, dispositivos de soldagem e procedimentos	123
7.1.2 Preparação das juntas	124
7.1.3 Controle de distorção	125
7.2 DEFEITOS NA SOLDA	126
7.2.1 Mordedura	127
7.2.2 Inclusões de escória	128
7.2.3 Penetração incompleta	128

7.2.4 Fusão incompleta	129
7.2.5 Porosidade	130
7.2.6 Trincas por introdução de hidrogênio na zona afetada pelo calor	130
7.2.7 Trincas devido a solidificação do metal de solda	131
7.2.8 Rasgo lamelar	132
7.2.9 Perfil do cordão de solda.....	133
7.3 CONTROLE DE QUALIDADE DA SOLDAGEM.....	133
7.3.1 Inspeção visual	133
7.3.2 Líquidos penetrantes	134
7.3.3 Inspeção por partícula magnética	134
7.3.4 Inspeção radiográfica com raio X e raio Gama	136
7.3.5 Inspeção ultra-sônica.....	136
7.4 OUTROS FATORES IMPORTANTES NO CONTROLE DE QUALIDADE	138
CONCLUSÃO.....	139
REFERÊNCIAS BIBLIOGRAFICAS.....	140

INTRODUÇÃO

Nas últimas décadas de uma forma geral, a utilização das estruturas metálicas se tornaram cada vez mais evidente. Seja ela no campo da indústria em geral, seja ela também na construção civil. Isto se deu ao fato da ampliação das plantas industriais no país, como também do aumento significativo das construções pré-fabricadas em aço na construção civil.

Com um mercado ascendente ano após ano, a construção metálica se tornou atrativa comparada a outros tipos de construção, como por exemplo a de concreto, em função de suas principais características: configurações estruturais das mais diversas durante projeto e agilidade e rapidez na fabricação e montagem. Isto fez com que a os profissionais da área, buscassem auxílio de material de pesquisa e cursos em diversos níveis. Em paralelo também a busca pela competitividade, levou as empresas de um modo geral, a melhorarem seus produtos, processos e serviços.

A revisão bibliográfica de que se trata esta monografia é direcionada principalmente aos engenheiros projetistas e técnicos da construção metálica. Visto que hoje, mesmo com a vasta oferta de cursos em todos os níveis dedicados ao ramo, praticamente todos focam principalmente nas análises de estabilidade das construções e dimensionamento estruturais de perfis propriamente dito, ao passo que o estudo da engenharia de soldagem é omitida em praticamente todos os cursos. Sabemos da importância de tudo aquilo que envolve a engenharia da soldagem, e deve ser de obrigatoriedade que todos os profissionais que trabalham na área, tenham o mínimo de conhecimento específico. Foi isto que motivou a execução deste trabalho. Em ter em uma única bibliografia, tópicos relativos a soldagem e ao dimensionamento, incluindo as suas particularidades que aqui foram abordados, que são de extrema importância.

Espero que as páginas a seguir sirvam como material de consulta rápida, para que o leitor possa de uma maneira resumida e objetiva, visualizar tudo aquilo que envolve a engenharia de soldagem na construção metálica. Estudos mais aprofundados a certos tópicos deste trabalho o leitor deve buscá-lo na bibliografia específica.

1 CONSTRUÇÕES METÁLICAS

As primeiras obras em aço datam de 1750, quando se descobriu a maneira de produzi-lo industrialmente, Seu emprego estrutural foi feito na França por volta de 1780, na escadaria do Louvre e no Teatro do Palais Royal, e na Inglaterra, em 1757, onde se fez uma ponte em ferro fundido. Porém, a sua grande utilização nos edifícios deu-se por volta de 1880 nos Estados Unidos, principalmente em Chicago. O início da fabricação do ferro no Brasil deu-se por volta de 1812. Acredita-se que a primeira obra a usar ferro pudlado, fundido no Brasil, no estaleiro Mauá, em Niterói, RJ, foi a ponte de Paraíba do Sul, no Estado do Rio de Janeiro, com cinco vãos de 30 metros, cuja data de construção é de 1857, estando em uso até hoje. A primeira obra em que se usou aço importado em edifícios no Brasil foi o Teatro Santa Izabel, em Recife. Como o Brasil é um país em crescimento, o setor industrial é o grande consumidor de estruturas metálicas, absorvendo a maior parte da produção.

Em 1912, foi implantada a *Companhia Siderúrgica Belgo-Mineira* para produzir fio máquina, arame farpado, perfis leves, etc. Em 1940, foi instituída no Brasil a Comissão Executiva do Plano Siderúrgico Nacional, e em plena guerra (1941) foi fundada a Companhia Siderúrgica Nacional, que entrou em operação em 12 de outubro de 1946 com a finalidade de produzir chapas, trilhos e perfis nas bitolas americanas.

Para consolidar o mercado, entraram em operação na década de 60 a Usiminas e a Cosipa, para a produção de chapas, A partir daí, grandes expansões foram realizadas no setor siderúrgico.

Para ajudar a difundir o uso do aço nas construções, a Companhia Siderúrgica Nacional criou, em 1953, como um dos seus departamentos, a FEM – Fábrica de Estruturas Metálicas, (desativada em 1998), que iniciou a formação de mão-de-obra qualificada e do ciclo completo do aço, com obras importantes como por exemplo o Edifício Avenida Central, no RJ e Edifício Garagem América em SP. Desde então foi surgindo um grande número de fabricantes, projetistas, desenhistas e profissionais do ramo. (BELLEI, ILDONY H. – 2004)

1.1 VANTAGENS E DESVANTAGENS DAS ESTRUTURAS DE AÇO

São as seguintes as principais vantagens das estruturas de aço:

- Alta resistência do material nos diversos estados de tensão (tração, compressão, flexão, etc.), o que permite aos elementos estruturais suportem grandes esforços apesar da área relativamente pequena das suas seções; por

isso, as estruturas de aço, apesar da sua grande densidade, são mais leves do que os elementos construídos em concreto armado.

- Os elementos de aço oferecem uma grande margem de segurança no trabalho, o que se deve ao fato de o material ser único e homogêneo, com limite ao escoamento, ruptura e módulo de elasticidade bem definidos.
- Os elementos de aço são fabricados em oficinas, de preferência seriados, e sua montagem é bem mecanizada, permitindo com isso diminuir o prazo final da construção.
- Os elementos de aço podem ser desmontados e substituídos com facilidade, o que permite reforçar ou substituir facilmente diversos elementos da estrutura.
- Possibilidade de reaproveitamento do material que não seja mais necessário á construção.
- A pequena desvantagem dos elementos de aço carbono é a sua suscetibilidade à corrosão, o que requer que eles sejam cobertos com uma camada de tinta ou seja empregado outro método de proteção. Para minorar este pequeno problema, as usinas nacionais estão fabricando aços de alta resistência à corrosão atmosférica, os chamados aços patináveis, os quais apresentam uma resistência à corrosão da ordem de duas a quatro vezes a do aço carbono, dispensando qualquer proteção, a não ser em ambientes severos. (BELLEI, ILDONY H. – 2004)

1.2 CAMPO DE APLICAÇÃO

Atualmente, as estruturas de aço são aplicadas em praticamente todos os setores construtivos.

1.3 FATORES QUE INFLUENCIAM O CUSTO DE UMA ESTRUTURA

- a- Seleção do sistema estrutural;
- b- Projeto dos elementos estruturais individuais;
- c- Projeto e detalhamento das conexões;
- d- Processo a ser usado na fabricação;
- e- Especificação para fabricação e montagem;

- f- Sistema de proteção à corrosão;
- g- Sistema a ser usado na montagem;
- h- Sistema de proteção contra fogo, etc.

1.4 PRINCIPAIS FASES NA CONSTRUÇÃO DE UMA OBRA

- a- Arquitetura
- b- Projeto estrutural
- c- Sondagens do solo
- d- Detalhamento
- e- Fabricação
- f- Limpeza e proteção
- g- Transporte
- h- Montagem
- i- Controle de qualidade
- j- Manutenção

1.5 MÉTODO DE DIMENSIONAMENTO

O método de dimensionamento da juntas soldadas, bem como de todos os outros elementos para composição de uma estrutura é feita pela norma NBR-8800, ao qual adota o critério do Método dos Estados Limites. Também leva-se em conta as normas internacionais aplicáveis como por exemplo a AWS D1.1, EUROCODE e AISC.

1.6 ASSUNTOS ABORDADOS RELATIVOS AO TEMA

Neste contexto, ou seja, no estudo dos elementos de estruturas de aço, abordando de forma abrangente e crítica o tema “ligações em estruturas metálicas”, segundo as prescrições da norma brasileira NBR 8800 e das principais normas estrangeiras (AISC/LRFD, AISC/ASD, EUROCODE 3, além das especificações da AWS citada pelos autores), enfocando os seguintes aspectos:

- Dispositivos de ligação empregados (soldagem). Nessa abordagem são discutidos os principais aspectos relacionados à esses componentes. No caso das soldas são discutidos os processos básicos de soldagem utilizados na fabricação de estruturas

metálicas, a classificação e as influências dos eletrodos, arames empregados nos processos, os tipos de juntas, além das posições de soldagem e simbologia básica. São discutidos também alguns aspectos que afetam a qualidade das conexões soldadas, além de ilustrar possíveis defeitos que possam aparecer nas soldas e os métodos mais empregados de inspeção para detectar possíveis discontinuidades.

- Avaliação da resistência das soldas. Para o caso das soldas a discussão da resistência é apresentada para as soldas de filete, soldas em chanfro e soldas de tampão, com as respectivas considerações a respeito das áreas efetivas de cisalhamento. Busca-se também apresentar disposições construtivas incluindo as limitações de execução, e alguns fatores que afetam o comportamento estrutural de certas soldas.
- Modelos teóricos clássicos para a avaliação de solicitações em conexões soldadas. Para o caso das conexões consideradas “rígidas” são analisadas as conexões soldadas sujeitas a carregamento excêntrico, englobando grupo de soldas sob força cortante e momento de torção e força cortante e momento fletor. São apresentados também, exemplos mostrando as diferenças entre os métodos elásticos e plásticos de cálculo e suas variações. Para o caso das conexões consideradas “flexíveis” são apresentados alguns dos tipos mais usuais destas ligações, com as recomendações para projeto.
- Análise e comentários a respeito de outros tipos de conexões. Neste caso são abordadas emendas em pilares, emendas em vigas e emendas em barras solicitadas axialmente, além de alguns comentários a respeito da solda de composição de perfis. Como pode-se perceber os assuntos relacionados anteriormente são claramente ligados ao comportamento estrutural, ao projeto e aos aspectos construtivos das ligações em estruturas metálicas.
- Será abrangido também o tema da metalurgia na soldagem, assunto este que em muitos trabalhos são omitidos, sendo estes de grande importância ao profissional da área.

2 PROCESSOS DE SOLDAGEM E IMPLICAÇÕES

A soldagem, segundo QUITES & DUTRA - 1979 pode ser encarada sob dois aspectos, que são: reparação e fabricação. Tem-se que por muito tempo a soldagem foi considerada somente como um processo de reparação, sendo que apenas no segundo quarto deste século é que ocorreu sua aceitação em fabricações que requerem qualidade estrutural. Com isso, definimos soldagem como “ a operação que visa a união de duas peças, assegurando na junta, a continuidade das propriedades químicas e físicas”. Deste modo, uma operação de soldagem é obtida pela interposição de material adicional na junta (pode também ser obtida sem material de adição) e pela aplicação de energia, de modo a produzir a fusão do material de adição e do material de base.

2.1 INTRODUÇÃO E DESENVOLVIMENTO HISTÓRICO

Segundo SALMON & JOHNSON - 1990, historiadores têm especulado que os egípcios podem ter sido os primeiros a usarem soldagem por pressão, por volta de aproximadamente 5.000 a.C. A soldagem por forjamento foi o primeiro dos processos inventados para ligar peças de metais. Hoje soldagem por forjamento é praticamente uma arte esquecida.

Em 1822, segundo QUITES & DUTRA - 1979, N. R. Benardos inventou a soldagem elétrica por fusão, onde o processo constava do estabelecimento de um arco elétrico entre um eletrodo de carvão e o material de base. O material de adição era introduzido a parte. Esse sistema foi modificado em 1889 por Zerener introduzindo mais um eletrodo de carvão, onde neste caso o arco elétrico não se produzia entre o eletrodo e a peça, mas sim nos dois eletrodos de carvão. Nesse processo nem o material de base nem o de adição eram percorridos por corrente, podendo ser aplicado à materiais não condutores de eletricidade.

Segundo SALMON & JOHNSON - 1990, pequenos progressos em tecnologia de soldagem ocorreram até 1877. A origem da soldagem por resistência iniciou em torno de 1877, quando o Professor Elihu Thompson iniciou uma série de experimentos invertendo a polaridade de uma bobina de transformador. Ele recebeu sua primeira patente em 1885 e a primeira máquina de soldagem por resistência foi demonstrada no American Institute Fair em 1887.

N. G. Slavianoff em 1888 na Rússia foi o primeiro a usar o processo a arco de metal usando eletrodos nus, assim surgiu em 1890 o processo Slavianoff, onde o arco elétrico

ocorria entre um eletrodo consumível e as peças do metal base. Coffin trabalhando independentemente também investigou o processo a arco de metal e foi lançada uma patente em 1892. Em 1889, A. P. Strohmeyer introduziu o conceito de eletrodos de metais revestidos para eliminar os problemas associados ao uso de eletrodos nus. Assim, segundo QUITES & DUTRA em 1905, com a invenção do primeiro eletrodo revestido por Kjellberg, teve início a época da soldagem elétrica moderna.

Thomas Fletcher em 1887, segundo SALMON & JOHNSON - 1990, usou um maçarico queimando hidrogênio e oxigênio, e mostrou que ele podia cortar ou fundir metais. Em 1901-1903 Fouche e Picard desenvolveram maçaricos que podiam ser usados com acetileno, desenvolvendo a soldagem e corte a oxi-acetileno.

O período entre 1903 e 1918 observou-se o uso de soldagem primeiramente como um método de reparo, o mesmo ocorrido durante a I Guerra Mundial (1914- 1918), onde as técnicas de soldagem foram desenvolvidas para serem especialmente adaptadas para reparos de navios que haviam sido prejudicados.

Após a I Guerra Mundial (1918) continuou-se a experimentação com eletrodos nus e vários fluxos de gases inertes para proteger o arco e a área soldada. Nessa época, embora constatassem melhorias nas propriedades da solda, esse processo não teve o merecido desenvolvimento. Em 1930, mediante a utilização de eletrodos permanentes de tungstênio, desenvolveu-se a soldagem TIG (Tungsten Inert Gas), que consiste em uma soldagem sob atmosfera gasosa com eletrodos de tungstênio. Em 1940 se deu o início da soldagem MIG (Metal Inert Gas), que consiste em uma soldagem com eletrodo consumível em atmosfera gasosa inerte. Mais tarde, segundo QUITES & DUTRA - 1979, em virtude dos gases até então usados (hélio e argônio), passou-se a utilizar o CO₂ como gás de proteção, no entanto apesar do CO₂ ser um gás inerte, ele decompõe-se na região do arco formando uma atmosfera composta de CO e O₂. Com o posterior uso de eletrodos contendo elementos desoxidantes, a partir de 1950 a soldagem com eletrodo nu em atmosfera ativa de CO₂, que tomou o nome de processo MAG (Metal Active Gas), passou a ser usada em larga escala.

Segundo SALMON & JOHNSON - 1990, durante o período de 1930 a 1950 muitas melhorias ocorreram, incluindo em 1932 a introdução do uso de fluxo granular para proteger a solda, que quando acoplada ao uso de um eletrodo alimentado continuamente resultou no desenvolvimento da soldagem a arco submerso SAW (Submerged Arc Welding). Este processo, amplamente utilizado a partir dos anos 80, foi patenteado em 1935.

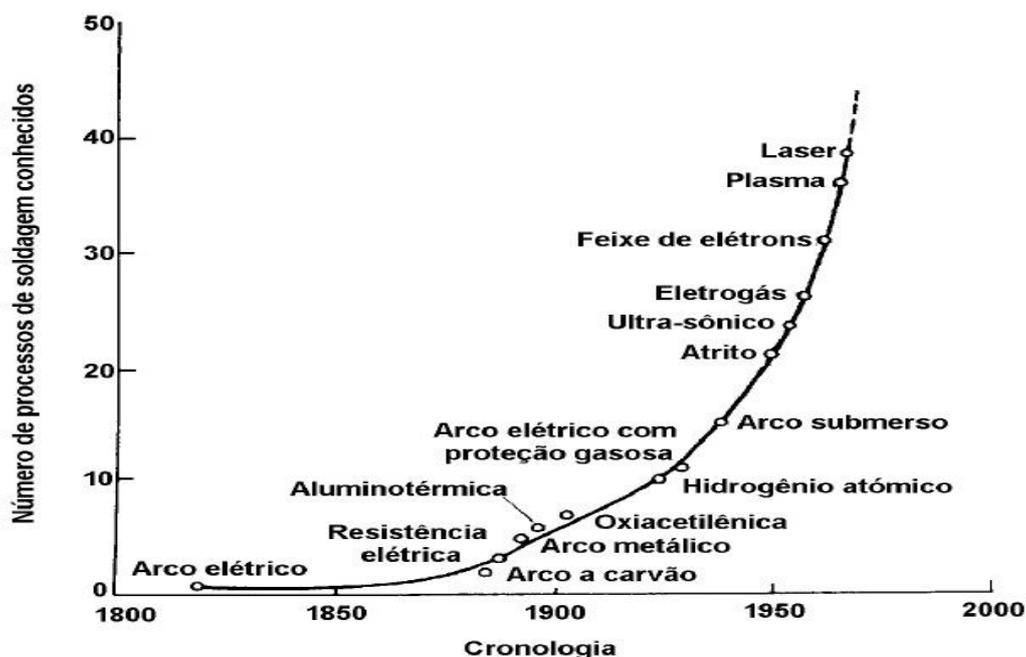
Em 1958, a soldagem FCAW (Flux Cored Arc Welding) auto protegida foi desenvolvida, na qual o fluxo granular usado para proteger a solda é contido dentro do núcleo

do eletrodo contínuo, chamado eletrodo tubular, deste modo permitindo o maior uso de equipamentos automáticos e semi-automáticos.

Segundo COOPER - 1985, os tipos mais comuns de conexões usadas em oficinas hoje em dia são as soldadas, sendo muito comuns também em montagens de campo. De certa forma isso representou uma mudança revolucionária, porque durante a década de 30 o tipo mais comum de conexão era a rebitada, que foi progressivamente substituída por parafusos e soldas devido ao avanço das respectivas tecnologias.

A partir dos anos 80 a automação vem tornando-se um significativo fator em tecnologia de soldagem e o extensivo uso de soldagens robóticas vem ocorrendo.

Hoje em dia, já existem mais de quarenta processos de soldagem conhecidos, como ilustra a fig. 2.1, que mostra a evolução dos processos de soldagem ao longo do tempo.



Evolução dos processos de soldagem ao longo do tempo.

FIGURA 2.1 Evolução dos processos de soldagem ao longo do tempo. (WAINER E BRANDI - 1992)

2.2 PROCESSOS BÁSICOS DE SOLDAGEM

Segundo GAYLORD - 1992, soldagem é considerada como um processo de união de partes de metal por meios de aquecimento e pressão, que causa fusão das partes (soldagem por resistência), ou por meio de aquecimento do metal até sua temperatura de fusão, com ou

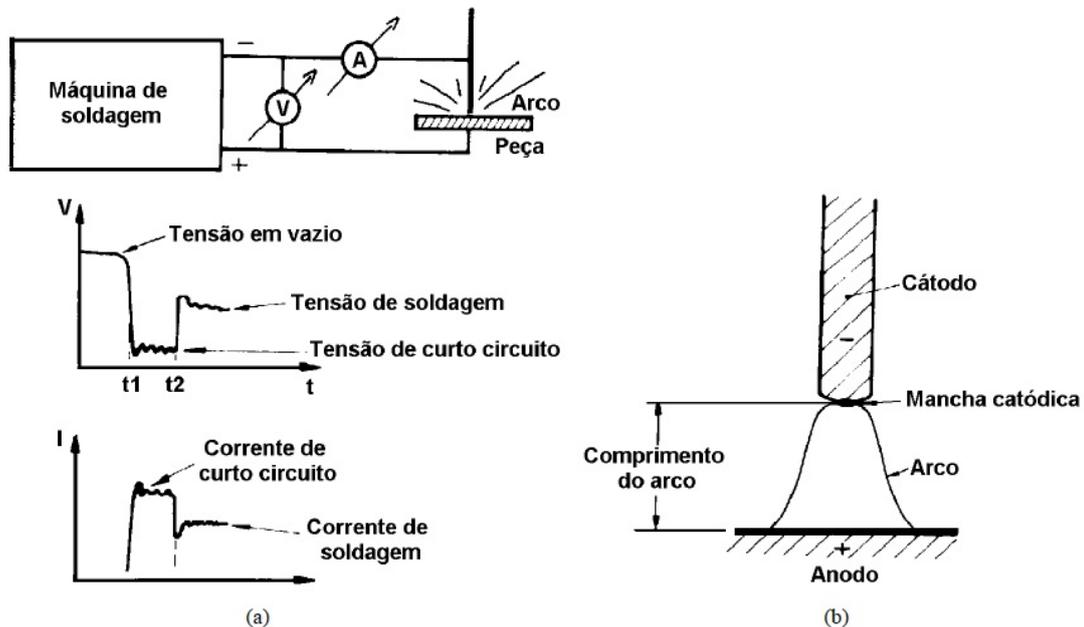
sem a adição de metal de enchimento (soldagem por fusão). A soldagem por fusão usualmente emprega tanto um arco elétrico quanto uma chama de oxi-acetileno para o aquecimento do metal. O arco elétrico é usado pela maioria dos processos de soldagem.

De acordo com QUITES & DUTRA – 1979, o arco elétrico é a passagem de corrente elétrica através de um gás. Porém todo gás é isolante elétrico quando submetido a campos elétricos de intensidades normais. Para exemplificar, o ar situado entre dois eletrodos afastados de 1 mm, necessita de uma diferença de potencial de 4.000 volts para tornar-se condutor. Um gás torna-se condutor quando passa a possuir íons e elétrons livres, ou seja, se ioniza, e seu comportamento muda totalmente de modo a receber a denominação de plasma, também chamado de quarto estado da matéria. O arco elétrico é uma forma particular de plasma, que é mantido por uma diferença de potencial elétrico entre dois eletrodos. As partículas de carga têm desta maneira um sentido preferencial de percurso e os seus choques, entre si, com os eletrodos e com os átomos neutros, criam condições para a continuidade do processo de soldagem. Com isso, conceitualmente, “arco elétrico é a passagem de uma grande quantidade de corrente elétrica, que chega a milhares de ampères, através de uma atmosfera gasosa e entre dois eletrodos submetidos a uma diferença de potencial que pode ser de uns poucos volts”. A vantagem de se utilizar um arco elétrico como fonte de calor é a alta concentração de calor, na qual se permite obter em pequeno espaço, elevadas temperaturas, limitando a zona de influência calorífica; uma outra vantagem é que o arco pode subsistir em qualquer atmosfera gasosa, proporcionando uma menor contaminação do banho metálico.

O processo mais simples de obtenção de um arco elétrico, consiste no aquecimento do gás existente entre o eletrodo e o material de base, sujeitando-o a um bombardeio de elétrons. Para se obter isso basta dispor de uma diferença de potencial entre a peça e o eletrodo (tensão em vazio). Como pode ser visto na fig. 2.2a, quando se toca o eletrodo na peça (instante t_1), a tensão cai rapidamente, não atingindo o valor zero devido a resistência de contato, com isso a corrente cresce a um valor próximo da corrente de curto-circuito. Deste modo, por efeito Joule, a região presente no contato se aquece até a incandescência. Com isso, devido a quantidade de calor liberado torna-se fácil o desprendimento dos elétrons dos átomos do ambiente gasoso, por efeito da emissão termoiônica da zona incandescente. Deste modo, o gás se ioniza. Com essa ionização pode-se afastar o eletrodo e o material de base, por exemplo em 4 mm, que o arco permanecerá.

De acordo com QUITES & DUTRA - 1979, a forma do arco é aproximadamente cônica, possuindo seu vértice numa região muito pequena do eletrodo e sua base sobre a peça, como na fig. 2.2b. A distância entre a mancha catódica, que é a região de incidência do arco

no polo negativo e o centro de incidência de bombardeio de elétrons, chamado ânodo é o comprimento do arco.



(a) Representação do circuito de soldagem, do oscilograma da tensão e da corrente no instante do acendimento do arco, (b) aspecto do arco elétrico.

FIGURA 2.2 a) Representação do circuito de soldagem, do oscilograma da tensão e da corrente no instante do acendimento do arco, (b) aspecto do arco elétrico. (QUITES, A.M – 1979)

Os elétrons emitidos do cátodo passam pelo arco e alcançam o ânodo, entregando a sua energia cinética em forma de calor. Os íons são acelerados próximos à região do cátodo, colidindo com o mesmo. Com isso, o cátodo é aquecido fornecendo a temperatura necessária para a emissão de elétrons. Com as colisões mútuas entre as partículas de carga e átomos neutros, o gás no interior do arco é elevado a temperaturas que chegam a 6.000°C, formando um plasma térmico altamente luminoso, formado por elétrons, íons, átomos e moléculas.

Cada processo de soldagem possui suas vantagens e limitações, e um adequado balanço determinará suas aplicações típicas.

2.2.1 Soldagem a arco com eletrodo revestido (SMAW - Shield Metal Arc Welding)

Segundo WAINER - 1992, este processo teve início no começo do século, com a utilização de arames nus para cercas, ligados à rede elétrica. Arames enferrujados ou cobertos de cal, proporcionavam uma melhor estabilidade do arco, deste modo no início da primeira década o revestimento ácido foi adotado. Revestindo o arame com asbestos (pó de silicato), a

poça de solda ficava protegida, enquanto o uso de algodão aumentava a penetração do arco, dando início ao revestimento celulósico. Em meados da década de 30 desenvolveu-se os revestimentos rutílicos. No início da década de 40 desenvolveu-se os revestimentos básicos, e em meados da década de 50 adicionou-se o pó de ferro.

Em uma soldagem executada com um eletrodo nu, segundo QUITES & DUTRA – 1979, após a fusão no ar, o eletrodo perde por oxidação grande quantidade de seu carbono, manganês e silício, enquanto que o nitrogênio existente no ar forma nitretos. Esses nitretos juntamente com os óxidos formados, ficam confinados na solda reduzindo sua resistência e ductilidade. Para evitar isso, é necessário formar em torno do arco uma atmosfera gasosa, que neste caso, é obtida pela queima do revestimento incorporado no eletrodo.

Segundo GAYLORD – 1992, et al., a maioria dos procedimentos de soldagem manual é executada com processos a arco elétrico com eletrodos revestidos. Neste processo, mostrado na fig. 2.3, o eletrodo é colocado em uma garra para estabelecer contato elétrico e é posicionado pelo soldador. O revestimento obtido pelo uso de eletrodos totalmente revestidos é feito com um material de tal composição, que grandes quantidades de gases são produzidos no aquecimento do arco, protegendo o metal de solda contra a ação do nitrogênio e do oxigênio da atmosfera, já que nenhum gás protetor é utilizado. O revestimento é fundido em uma razão mais lenta que o metal do núcleo, o que direciona e concentra o fluxo do arco. O revestimento também forma uma escória que flutua sobre o metal fundido protegendo-o da contaminação atmosférica enquanto resfria, além de controlar a taxa de resfriamento, contribuindo no acabamento do cordão. Essa escória é facilmente removida após ocorrer o resfriamento.

Segundo CUNHA - 1985, o revestimento também possui a função de isolamento elétrico, pois ele é um mau condutor de eletricidade, isolando a alma do eletrodo, evitando-se assim aberturas de arcos laterais e conseqüentemente orientando o arco; função de ionização, pois contém silicatos de sódio e potássio que ionizam a atmosfera do arco, facilitando a passagem da corrente elétrica, originando um arco estável; função metalúrgica, pois pode contribuir como um elemento de liga, de maneira a alterar as propriedades da solda.

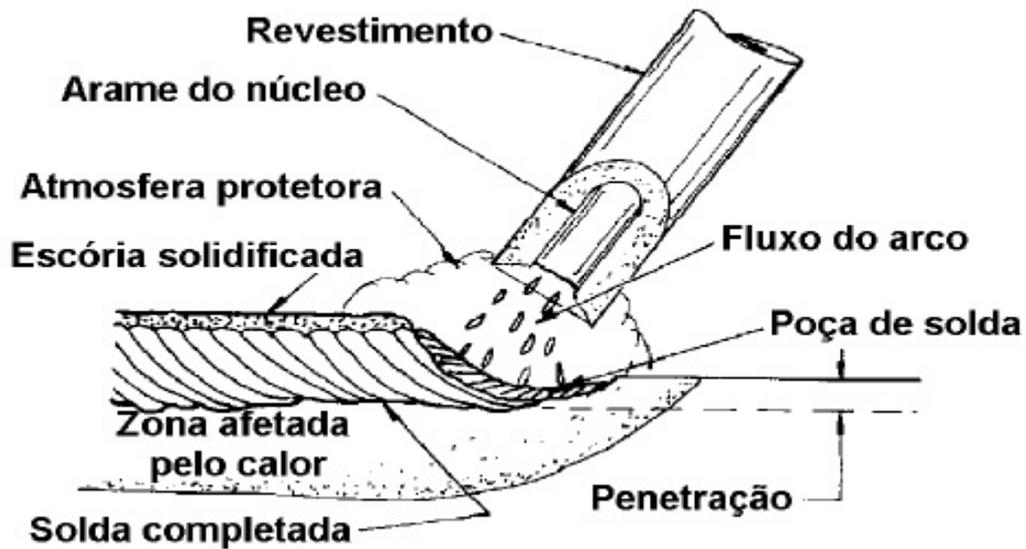


FIGURA 2.3 Representação do processo de soldagem a arco com eletrodo revestido (SMAW), processo manual. (OWENS – 1989)

De acordo com WAINER – 1992, et al., a corrente de soldagem controla todas as características operatórias do processo, o aspecto do cordão, as propriedades da junta soldada, além de controlar a magnitude e a distribuição da energia térmica presente no arco. A intensidade da corrente é um parâmetro determinante, levando em consideração a taxa de deposição, e é também o mais importante efeito controlador da penetração da solda, da largura e do reforço do cordão (metal de solda excedente depositado para reforçar o cordão), além da diluição (metal base fundido na soldagem). A corrente de soldagem possui também um efeito inversamente proporcional sobre a velocidade de resfriamento.

A segunda mais importante variável operacional é a velocidade de avanço. A altura e a largura do cordão variam inversamente com a velocidade de avanço. Considerando altas correntes a energia de soldagem pode ser mantida reduzida, com o uso de altas velocidades de avanço.

Um dos principais fatores limitantes da faixa útil de corrente de soldagem é o diâmetro do eletrodo. Ele controla a densidade de corrente por unidade de área de seção transversal da alma do eletrodo. A escolha de um maior diâmetro de eletrodo maximiza a taxa de deposição, e esse maior diâmetro é função de fatores como a posição de soldagem, formato do chanfro e tipo de revestimento.

O ângulo do eletrodo em relação a peça é também uma variável importante, pois ajusta o fluxo térmico, controla o banho na poça de fusão e influencia no formato do cordão.

Este é certamente o processo mais versátil, podendo ser usado em todas as posições de soldagem. Além disso, o eletrodo pode ser conduzido a locais de difícil acesso, onde outros processos não atingem e a montagem do processo é extremamente simples.

Segundo OWENS & CHEAL - 1989, a qualidade da soldagem é relacionada com a habilidade do operador. Um bom soldador tem que possuir amplo conhecimento do processo e um alto nível de habilidade de manipulação. Devido à necessidade de bons soldadores e velocidades de deposição relativamente baixas, este pode ser um processo caro. Ele foi tradicionalmente respeitado como o processo que foi capaz de produzir as mais altas qualidades de soldas, mas esta reputação é agora ameaçada pelos recentes avanços de outros processos mais eficientes.

Segundo CUNHA - 1985, o equipamento de soldagem para este processo consiste de uma fonte de energia, cabos de ligação, um porta eletrodo, um conector terra, além do próprio eletrodo. Deve-se salientar que o suprimento de energia pode ser tanto corrente contínua quanto alternada.

Segundo OWENS & CHEAL - 1989, diâmetros típicos de eletrodos para trabalhos estruturais variam entre 2,5 e 6 mm. Voltagem de circuitos abertos são usualmente 50-90 V, dependendo do eletrodo; tão logo quando o arco é formado, a voltagem cai para valores entre 20 e 35 V. Correntes típicas alcançam de 50 a 400 ampères, depositando com velocidades entre 20 e 100 g/min. Aplicável a espessuras acima de 2 mm.

Segundo OWENS & CHEAL - 1989, um tipo equivalente à soldagem SMAW é a soldagem automática com eletrodo revestido contínuo. Ambos os eletrodos têm seção transversal similar, mas ao invés de contato manual, o eletrodo nesse processo é montado em um tambor e incorporado dentro um contínuo sistema de alimentação em uma soldagem automática.

Este processo ainda é largamente utilizado nas ligações de estruturas em campo, por ter como principal característica a proteção da poça de soldagem pelo revestimento do eletrodo. Isto porque em campo há dificuldades de conter as correntes de ar, uma vez que estamos falando de obras a céu aberto.

2.2.2 Soldagem a arco submerso (SAW - Submerged Arc Welding)

Segundo WAINER et al. - 1992, esse processo teve início em 1935, sendo utilizado em fabricação de tubos e navios. No período de 1939-1945 (II Guerra Mundial) seu uso foi

intensificado. No Brasil esse tipo de soldagem é amplamente usado na fabricação de tubos, navios, perfis, plataformas marítimas, trocadores de calor e equipamentos pesados.

Segundo GAYLORD et al. - 1992, neste processo o arame eletrodo é alimentado mecanicamente a partir de uma bobina para a pistola ou cabeçote de soldagem, e pela velocidade mantém-se um comprimento constante de arco. Além disso, o arco é inteiramente submerso em um fluxo granular, onde altas correntes podem ser usadas sem perigo do ar suspender gotículas de líquido ou haver respingos. Esse fluxo granular é um material fusível que é alimentado na área de trabalho por gravidade em uma quantidade suficiente para submergir o arco completamente. Alguns dos materiais granulares fundem-se para formar um revestimento sobre a solda, que além de protegê-la da atmosfera, ajuda no controle do grau de velocidade de resfriamento da mesma. A fig. 2.4 mostra uma representação de um único arame individual submerso no arco, no referido processo de soldagem.

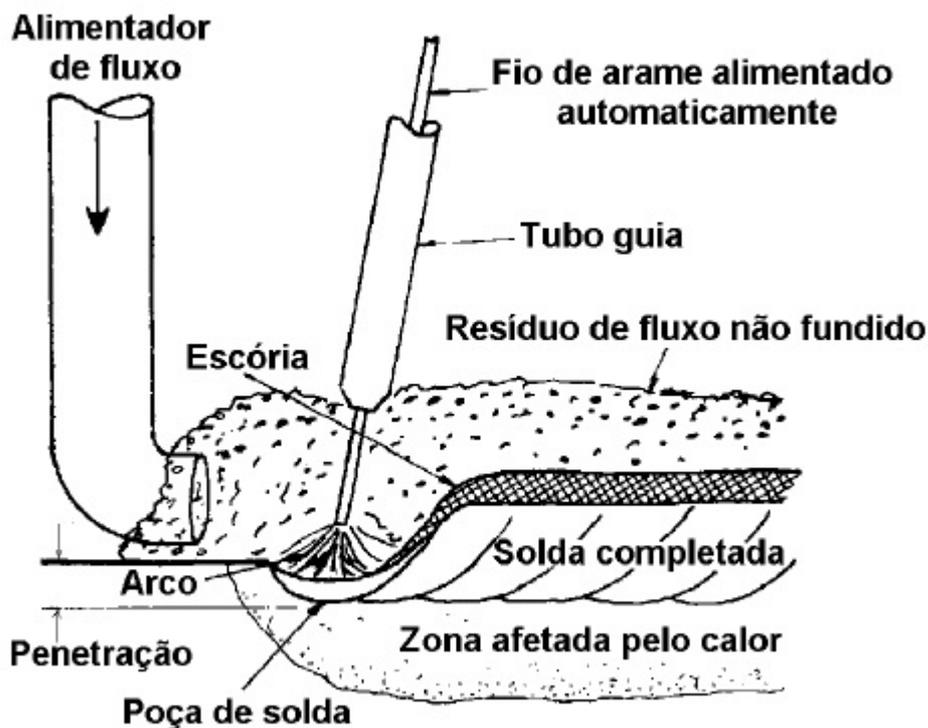


FIGURA 2.4 Representação do processo de soldagem a arco submerso (SAW). (OWENS – 1989)

Segundo WAINER et al. - 1992, a corrente elétrica determina a taxa de deposição, a profundidade de penetração da poça de solda, além de controlar a quantidade de metal base fundido. Uma elevação da corrente aumenta a penetração e a taxa de deposição. Uma corrente

muito alta produz um cordão muito alto e estreito, e mordeduras. Uma corrente muito baixa produz um arco instável.

O tipo de corrente também influencia no processo de soldagem. A CCPR (+) (corrente contínua de polaridade reversa) é recomendada quando uma rápida sequência de deposição de passes ou penetração total são recomendadas. Essa corrente diminui a porosidade e melhora o formato do cordão de solda. A CCPD (-) (corrente contínua de polaridade direta) fornece uma taxa de deposição 30% maior que a obtida por CCPR (+), produzindo uma menor penetração.

Segundo OWENS & CHEAL - 1989, a velocidade de soldagem controla o tamanho do cordão e a penetração. Velocidades excessivamente altas aumentam a tendência da ocorrência de mordeduras, e estimulam o apagamento do arco, proporcionando o surgimento de trincas e porosidades. Velocidades excessivamente baixas produzem cordões em forma de chapéu, sujeitos à trincas, e cordões rugosos, além de respingos e inclusões de escória, devido à grande poça de solda formada.

Tem-se também que o aumento da distância bico de contato/peça, que é a distância entre o ponto de contato elétrico no bico do cabeçote e a ponta do eletrodo, aumenta a taxa de deposição.

Um outro fator de influência é a tensão do arco, que influencia a forma da seção transversal do cordão e a aparência da solda. Deste modo, um aumento da tensão produz um cordão mais amplo e largo, aumenta o consumo de fluxo, aumenta a resistência à porosidade e aumenta o teor de liga proveniente do fluxo. Contudo, tensões excessivamente altas produzem cordão em forma de chapéu, sujeito à trincas, além de tornar difícil a remoção da escória.

Utilizando um eletrodo de diâmetro maior, a largura do cordão aumenta e diminui a densidade da corrente, a penetração e a taxa de deposição.

A velocidade de deposição para esse processo é consideravelmente maior, comparada com a soldagem a arco com eletrodo ou soldagem com CO₂ (MAG). Pode-se ainda aumentar esse grau de deposição pelo uso de dois ou três arames eletrodos na mesma poça de solda.

A aparência da solda é muito boa, particularmente devido a natureza automática do processo e ao natural aplainamento e confinamento da escória fundida. Requisitos mínimos de proteção não são necessários, pois nenhum arco de soldagem é visível, gerando pouca fumaça. O uso de altas correntes também produz uma melhor penetração em comparação com a ocorrida nos outros processos.

Uma das principais desvantagens deste processo é devido ao fluxo granular, que pode-se somente ser utilizado em posições planas e horizontais.

Segundo CUNHA - 1985, as altas correntes usadas causam considerável fusão do metal base, deste modo menos metal de enchimento é requerido e a abertura da junta pode ser menor que a necessária para outros processos de soldagem.

Esse processo de soldagem aplica-se a uma ampla faixa de espessuras, sendo mais utilizado em soldagem de chapas espessas de aço, como por exemplo: vasos de pressão, tanques, tubos de grandes diâmetros e vigas.

Nesse processo a alimentação do eletrodo nu e o comprimento do arco são controlados pelo alimentador de arame e pela fonte de energia, no caso de processo semi-automático. No caso de processo automático um mecanismo de avanço movimenta tanto o alimentador do fluxo quanto o arame, e normalmente um sistema de recuperação de fluxo recircula o fluxo granular não utilizado.

Segundo OWENS & CHEAL - 1989, diâmetros de eletrodos para trabalhos estruturais variam entre 2 e 5 mm. A voltagem de soldagem varia entre 30 e 40 V. Correntes para soldagem de um só arame podem atingir 1.200A. A taxa de deposição para soldagem de um só arame pode atingir 300 g/min e 5 vezes esse valor para grupos de diversos arames. Aplicável a espessuras acima de 5 mm. Até 15 mm de espessura pode-se soldar chapas sem chanfrar as bordas e, em vários passes, é possível soldar chapas de espessuras elevadas.

2.2.3 Soldagem com gás de proteção (GMAW - Gas Metal Arc Welding)

Segundo WAINER et al. - 1992, este processo teve início no começo dos anos 30. Ele foi viabilizado somente depois da II Guerra Mundial, para soldagem de magnésio e suas ligas e mais tarde para os outros metais, utilizando gás inerte. Posteriormente introduziu-se o CO₂.

Esse tipo de soldagem é também chamada de soldagem com gás ativo (MAG), adequado para soldagem de aços de baixo carbono e aços de baixa liga ou soldagem com gás inerte (MIG), adequado para soldagem de aços carbono, aços de baixa, média e alta liga, aços inoxidáveis, alumínio, magnésio, cobre e suas ligas, sendo que este termo é propriamente aplicado somente para soldagem onde o gás de proteção é argônio ou hélio.

Segundo OWENS & CHEAL - 1989, neste processo, o eletrodo nu, o arco e a poça de solda são protegidos da atmosfera somente pelo gás de proteção, como na fig. 2.5. Geralmente não há fluxo, não ocorrendo a formação de escórias, que é comum nos outros

processos. Uma mangueira flexível fornece a tocha de soldagem, o arame eletrodo, o gás de proteção e a corrente elétrica, todos eles automaticamente controlados.

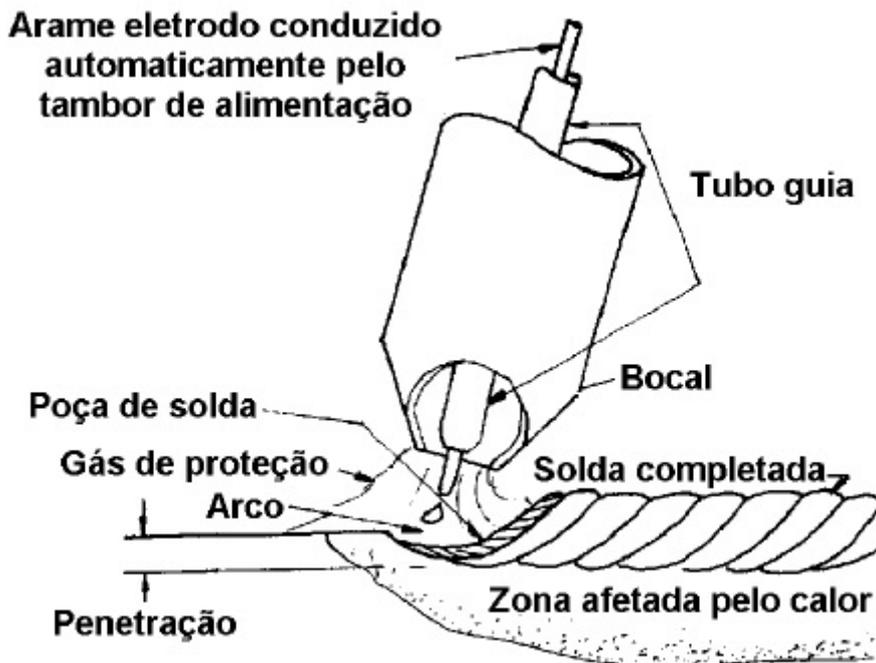


FIGURA 2.5 Representação do processo de soldagem com gás de proteção (GMAW). (OWENS – 1989)

O gás protetor é usualmente dióxido de carbono, algumas vezes com uma certa adição de argônio, para aços carbono/manganês e aços carbono. O argônio como um gás de proteção favorece a soldagem de todos os metais, todavia, devido ao seu custo, outros gases de proteção e suas misturas são aceitáveis e recomendados para a soldagem de aços.

Segundo GOMES, as características deste processo dependem do método de transferência do eletrodo à poça da solda. Essa transferência pode acontecer por queda livre quando o material atravessa o arco na forma de gotículas, ou pode acontecer transferência por curto-circuito, onde o arco é extinto em intervalos regulares e o arame participa do metal de solda quando entra em contato com a poça de solda fundida.

No método de transferência por queda livre há a subdivisão em transferência globular, transferência por borrfio e transferência pulsada.

A transferência globular, ver fig. 2.6a (MIG/MAG), é caracterizada pela formação de uma gota grande, bem maior que o diâmetro do arame, que se desprende por gravidade; ocorre em corrente baixa e pode ser conseguida quando arames de aço são utilizados juntamente com uma proteção de dióxido de carbono. As vezes essa transferência é irregular e

instável, com uma grande quantidade de respingos. Ela pode gerar falta de penetração, falta de fusão e excessivo reforço do cordão de solda.

Na transferência por borrfio, ver fig. 2.6b (MIG), que é a mais indicada devido a estabilidade do arco e a alta taxa de deposição, a frequência de transferência é aumentada e o arco torna-se mais estável com um baixo nível de respingos. Para isso ocorrer a corrente de soldagem é aumentada e o gás argônio é usado, diminuindo o tamanho da gota até atingir aproximadamente o tamanho do arame consumível. Este tipo de transferência, onde a penetração é elevada, é adequado para soldagem de chapas espessas, devido a quantidade de calor gerado.

A transferência pulsada, ver fig. 2.6c (MIG) produz transferência por pulverização em uma corrente de intensidade média, muito mais baixa que aquelas usadas para transferência por borrfio. Nesse processo os níveis de respingos são desprezíveis. Devido a menor quantidade de calor gerado pode-se soldar espessuras mais finas. Suas aplicações incluem soldagem de aços de alta resistência e baixa liga.

No caso de transferência por curto-circuito, ver fig. 2.6d (MIG/MAG) a corrente de centelhamento é insuficiente para fundir o arame, quando este é dirigido em direção à chapa. O intervalo do arco gradualmente diminui, levando o arame a tocar na poça de solda, ocasionando um curto-circuito. A corrente cresce rapidamente e na ruptura do curto-circuito desprende uma porção do arame e o arco se restabelece. Esse tipo de transferência é recomendado para soldagem de chapas finas em aço carbono, onde a penetração não é grande, mas existe o problema de respingos e instabilidade do arco.

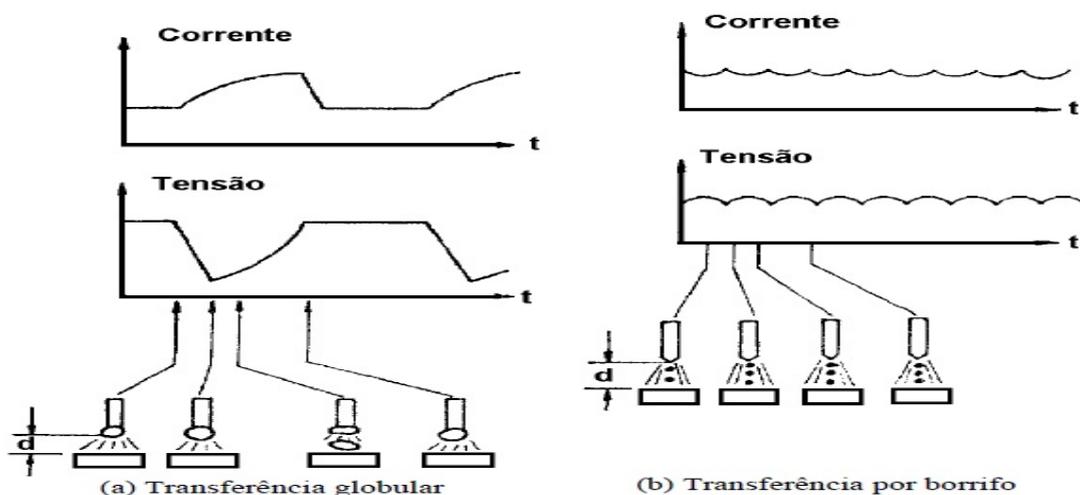


FIGURA 2.6 Esquemas de transferência mostrando o comportamento da tensão e da corrente de soldagem. (WAINER E BRANDI – 1992)

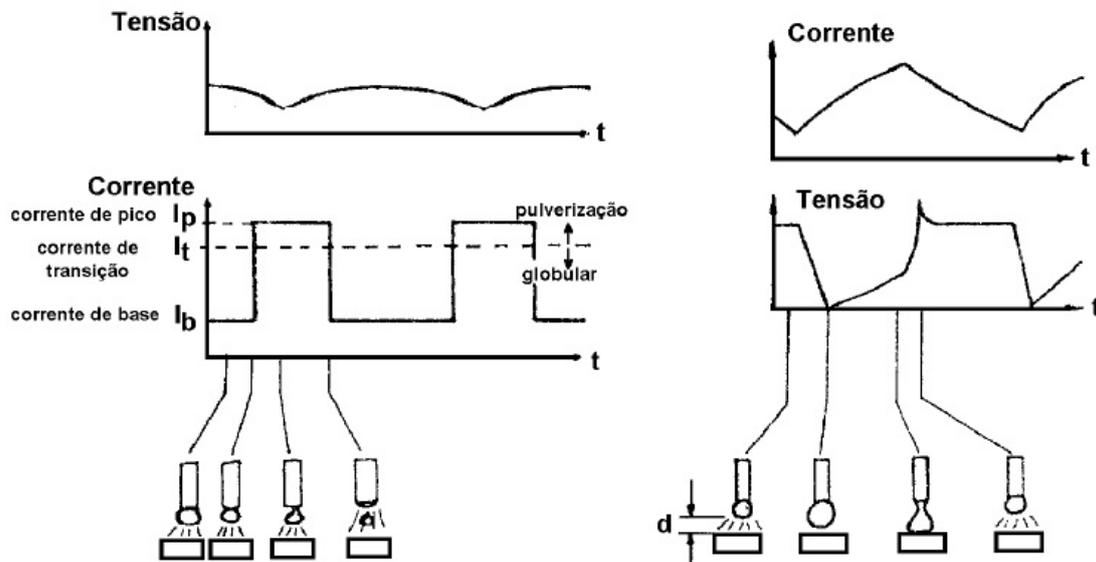


FIGURA 2.6 Esquemas de transferência mostrando o comportamento da tensão e da corrente de soldagem. (WAINER E BRANDI – 1992)

Segundo WAINER et al. - 1992, a adição de gases ativos (CO_2 e/ou oxigênio) aos gases inertes (argônio e hélio) melhora e estabiliza o arco.

Esses gases (CO_2 – Argônio e hélio), além de proteger o metal fundido da atmosfera, controlam o arco e as características de transferência do metal; afetam a penetração, a largura da poça de fusão, a forma da região soldada e a velocidade de soldagem; influenciam nas perdas de elementos químicos, na temperatura da poça de fusão, na sensibilidade à fissuração e porosidade e controlam os defeitos de mordedura. Deve-se levar em consideração que quanto mais denso for o gás, mais eficiente será a proteção do arco.

A polaridade da corrente influencia no modo de transferência. No processo MIG/MAG corrente mais utilizada é a CCPR (+).

Quando se utiliza valores elevados de tensão pode-se ocasionar porosidades, excesso de respingos e mordeduras. Utilizando valores baixos de tensão, pode-se proporcionar também o aparecimento de porosidades.

Quando a tocha de soldagem é manual o processo é considerado semiautomático e apesar dos consumíveis serem controlados automaticamente, a habilidade de manipulação é ainda requerida. Todavia, o processo é usualmente incorporado dentro dos processos automáticos. Suas vantagens particulares como um “processo automático” é que ele pode ser utilizado para várias posições de soldagem.

Nesse processo, existe também uma baixa liberação de gás e fumaça e uma ampla faixa de materiais e espessuras que podem ser soldadas.

O equipamento de soldagem MIG/MAG, segundo CUNHA - 1985, consiste em uma tocha de soldagem, que contém um bico de contato para transmitir a corrente de soldagem para o eletrodo e um bico de gás para direcionar o gás de proteção, além de um suprimento de energia, um suprimento de gás e uma sistema para o acionamento do arame.

Diâmetros típicos de eletrodos para trabalhos estruturais variam entre 0,80 e 2,00 mm. Tensão de soldagem variam entre 20 e 30V. Correntes típicas ficam entre 50 e 200A para transferência por curto-circuito e 150 a 500A para transferência por borriфо. Velocidades de deposição podem atingir 150 g/min para soldagem descendente com transferência por borriфо.

2.2.4 Soldagem arco elétrico com fluxo no núcleo (FCAW - Flux Cored Arc Welding)

A soldagem FCAW é um processo similar ao GMAW (MIG/MAG), porém utilizando uma escória protetora. Nesse processo, segundo QUITES & DUTRA - 1979, a proteção do arco é feita pela queima do fluxo em pó contido no arame tubular. Outra maneira de se proteger o fluxo é envolver o arco por um fluxo adicional de gás protetor aplicado externamente, que flui do mesmo bocal que emerge o eletrodo. Em ambas as aplicações o material do núcleo do eletrodo, que contém ingredientes geradores de gases e vapores de proteção do arco elétrico da ação do ar, produzem uma relativamente fina escória de revestimento para proteger a solidificação do metal de solda. Essa escória também ajuda a desoxidar o material de base e o metal de solda, além de introduzir elementos necessários de liga para corrigir a composição química da mesma. Segundo GAYLORD - 1992, o FCAW é usualmente um processo semi-automático onde o cabeçote, que controla a velocidade de alimentação, é mantido e manipulado por um soldador. Esse processo também pode ser usado em máquinas de soldagem, em que o operador monitora o arco durante a progressão mecanizada.

2.2.5 Soldagem de pinos (conectores)

Segundo SALMON & JOHNSON - 1990 o processo de soldagem de um pino de metal em um material base é essencialmente um processo automático (ver fig. 2.7) similar em características ao processo SMAW. O pino serve como um eletrodo e um arco elétrico é

criado entre a extremidade do pino e a chapa. A proteção é executada pela colocação de dois anéis cerâmicos ao redor da extremidade do pino na pistola de soldadura. Este anel serve também para moldar a seção soldada, proporcionando que a zona de ligação apresente um aspecto regular.

A pistola de soldadura é colocada na posição e o arco é criado. Após um pequeno instante, a pistola dirige o pino dentro da poça fundida e a solda é completada deixando um pequeno filete ao redor do mesmo. A penetração total através do corpo do pino é obtida e a solda é completada usualmente em menos de um segundo.

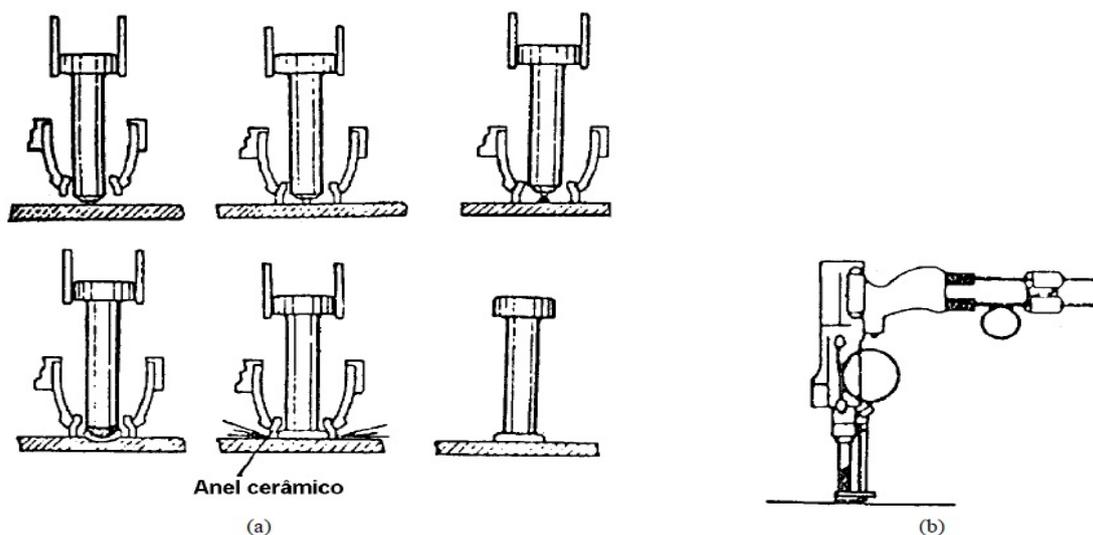


FIGURA 2.7 (a) Fases da soldagem de um conector tipo cavilha de cabeça; (b) pistola para solda automática de conectores. (LAMAS – 1982)

2.3 POSIÇÕES DE SOLDAGEM E TIPOS DE JUNTAS SOLDADAS

As juntas podem ser executadas de diversas posições de soldagem como mostra a fig. 2.8a. De acordo com SAMON & JOHNSON – 1990, o tipo de ligação depende de fatores tais como tamanho e forma dos perfis envolvidos na ligação, o tipo de solicitação, a área ligada disponível para soldagem e os relativos custos dos vários tipos de processos. Os tipos básicos de juntas soldadas são: extremidade, sobreposição, te, canto e borda, como mostrados na fig. 2.8b, e descritos logo em seguida.

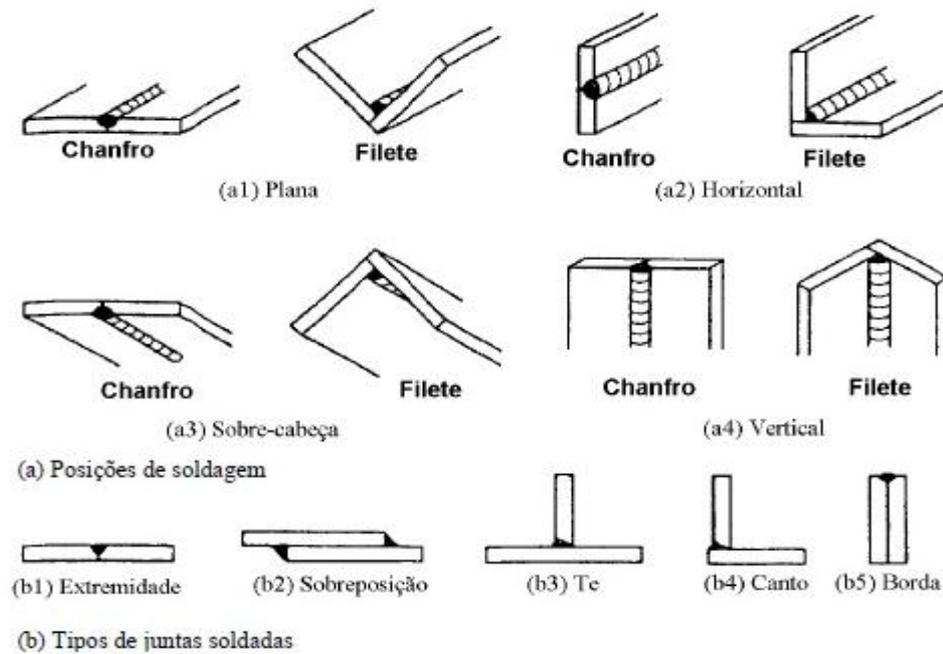


FIGURA 2.8 Juntas soldadas. (GAYLORD – 1992)

A junta de extremidade, ou de topo, é usada principalmente para unir as extremidades de chapas niveladas de mesma espessura ou com espessuras relativamente próximas. A principal vantagem deste tipo de junta é eliminar a excentricidade desenvolvida nas juntas de uma só sobreposição. Quando utilizadas em conjunto com soldas em chanfro de penetração total, as ligações de extremidade minimizam o tamanho de uma conexão e são usualmente mais agradáveis esteticamente. Sua principal desvantagem consiste no fato que as extremidades para serem conectadas, devem usualmente ser especialmente preparadas e muito cuidadosamente alinhadas antes da soldagem. Pequenos ajustes são possíveis e as partes devem ser cuidadosamente detalhadas e fabricadas. Devido à estes cuidados, a maioria das ligações de extremidade são executadas em fabrica onde os processos de soldagem podem ser mais cuidadosamente controlados.

A junta de sobreposição é o tipo mais comum. Ela tem duas principais vantagens: facilidade de ajuste, pois as partes presentes na ligação não requerem a precisão na fabricação exigida nos outros tipos de juntas, podendo ser levemente deslocadas para acomodar pequenos erros de fabricação ou para fazer ajustes de comprimento; a outra vantagem é a facilidade de união, pois as extremidades das partes não necessitam de preparações especiais e são usualmente cortadas com maçarico. As juntas de sobreposição utilizam soldas de filete e são por essa razão, apropriadas para soldagem tanto em oficina quanto em campo. As partes são na maioria dos casos simplesmente posicionadas sem o uso de gabaritos especiais, sendo

que ocasionalmente esse posicionamento pode ser feito por um pequeno número de parafusos de montagem, que podem ser tanto deixados no local ou removidos após a soldagem estar completada.

Uma outra vantagem das juntas de sobreposição é a facilidade da união de chapas de diferentes espessuras.

A principal desvantagem desta junta é a excentricidade dos perfis, gerando tensões adicionais ao perfil de solda.

A junta tê é utilizada para fabricar perfis tais como o perfil “T” e o perfil “I”, e para fixação de enrijecedores em geral. Largamente utilizada em solda de filete como de penetração total.

As juntas de canto são usadas principalmente para constituir seções caixão, sendo também empregadas na fixação de enrijecedores de extremidade.

As juntas de borda são geralmente não estruturais, sendo frequentemente utilizadas para manter duas ou mais chapas em uma determinada posição ou para manter alinhamento inicial.

2.4 TIPOS DE SOLDAS

Os quatro tipos usuais de soldas são: filete, chanfro, tampão em furo e tampão em rasgo (ranhura). Segundo SALMON & JOHNSON - 1990, os quatro tipos representam as seguintes porcentagens de utilização nas construções soldadas: soldas de filete 80%, soldas em chanfro 15%, e os remanescentes 5% correspondem a tampão em furo, em rasgo e outras soldas especiais.

2.4.1 Soldas de filete

As soldas de filete apresentam seção transversal aproximadamente triangular, e ligam superfícies não coplanares, como na fig. 2.9. Devido a facilidade de execução e versatilidade, são as mais utilizadas. Atentar que há critérios de aceitabilidade do formato do perfil de cordão conforme norma aplicável.

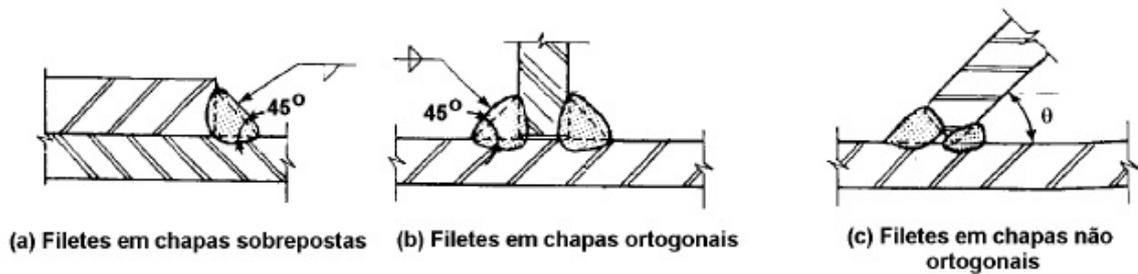


FIGURA 2.9 Formas para o filete de solda. (COOPER – 1985)

As soldas de filete geralmente requerem menor precisão na fabricação, devido à sobreposição das partes, e conseqüentemente são mais vantajosas para soldagem em campo. Além disso, as extremidades das partes raramente necessitam preparações especiais, tal como chanfros, desde que as condições da extremidade resultantes do corte por chama ou corte por cisalhamento sejam adequadas.

2.4.2 Soldas em chanfro

O principal uso de soldas em chanfro é para conectar perfis estruturais que são alinhados no mesmo plano. Segundo GAYLORD - 1992, a solda em chanfro é feita na abertura (chanfro), entre duas partes presentes na ligação. As ligações soldadas em chanfro, podem ser de penetração parcial ou total. Em alguns casos a penetração é intencionalmente parcial, de tal maneira que a solda é menos profunda que a espessura da parte ligada, enquanto em outros casos ela é parcial devido ao procedimento de soldagem não produzir efetiva penetração, caso contrário será uma solda de penetração total. Alguns exemplos de soldas em chanfro são mostrados na fig. 2.10.

De uma maneira geral, segundo QUITES & DUTRA - 1979, a finalidade da preparação das extremidades a serem soldadas é obter uma junta adequada para a soldagem, levando em consideração os seguintes aspectos: o processo de soldagem; a localização da soldagem; a espessura do material e o tipo da junta; as tensões e as deformações resultantes; a economia na preparação das faces soldadas e na quantidade de material de preenchimento depositado; a natureza do material de base e a penetração que é necessária nas faces soldadas.

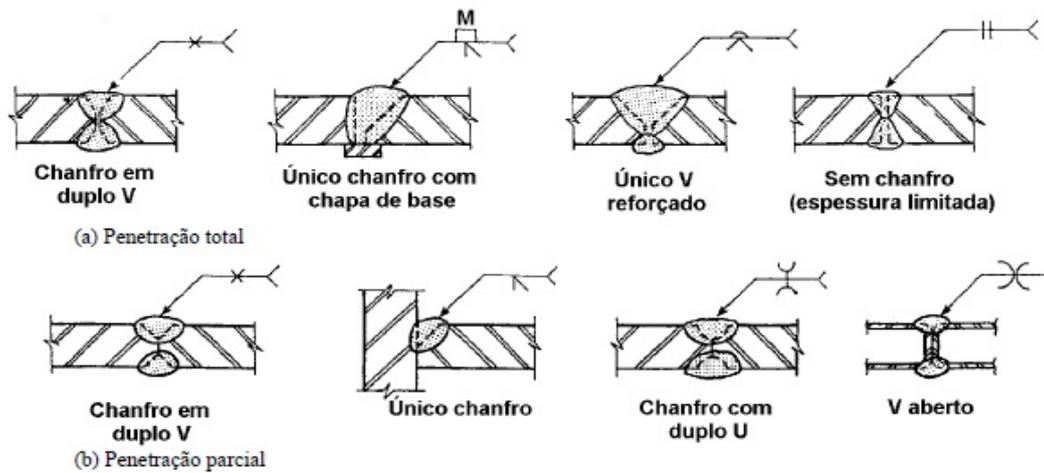


FIGURA 2.10 Exemplo de soldas em chanfro. (COOPER – 1995)

2.4.3 Soldas de tampão em furos e rasgos (ranhura)

Uma solda de tampão é feita pela deposição de metal de solda em um furo circular, ou em um rasgo, em uma ou duas partes sobrepostas. Este furo, ou rasgo deve ser preenchido completamente. Essas soldas podem ser usadas exclusivamente em uma conexão, ou elas podem ser usadas em combinação com soldas de filete como na fig. 2.11. Segundo SALMON & JOHNSON - 1990, a principal finalidade destas soldas é transmitir cisalhamento em uma ligação de sobreposição, quando o tamanho da conexão limita o comprimento disponível para o filete. Essas soldas são também indicadas para impedir o empenamento das partes sobrepostas.

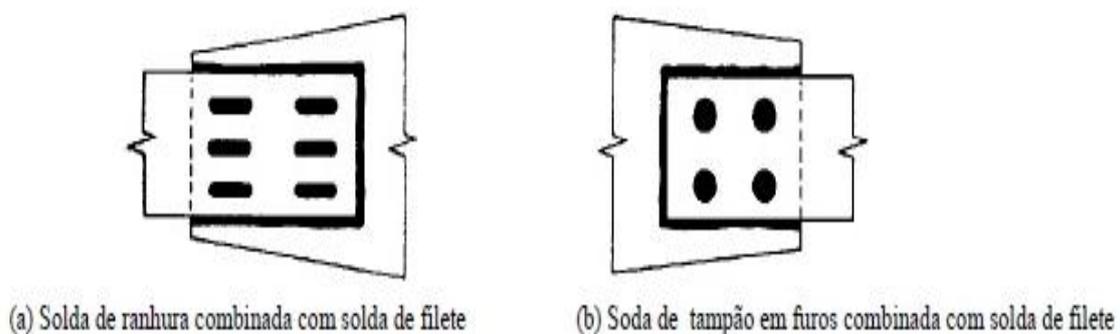


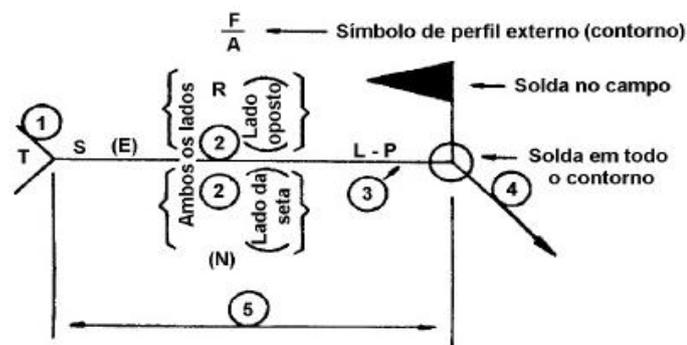
FIGURA 2.11 Exemplos de solda de tampão. (SALMON – 1990)

2.5 SIMBOLOGIA DE SOLDAGEM

Devido à necessidade de um método simples e preciso para a comunicação entre o projetista e o executor, a AWS (American Welding Society) recomendou, em 1940, um sistema completo de especificações, por meio de símbolos ideográficos, os quais podem descrever qualquer combinação possível de soldas em uma junta. Os símbolos padrões da AWS, indicados na fig. 2.12, indicam o tipo, tamanho, comprimento e localização da solda, bem como outras instruções especiais. A fig. 2.12b mostra localizações padronizadas para os vários elementos de um símbolo de soldagem.

Símbolos Básicos de Solda									
Rebordo	Filete	Tampão	Ranhura ou Chanfro					Filetes convexos	
			Reto	V	Meio V	U	J	Duplo	Simple
Símbolos Suplementares									
Solda com chapa de base	Afastamento	Toda volta	Solda de campo	Contorno					
				Esmerilhar	Convexa				

FIGURA 2.12 Simbologia de solda segundo AWS. (BELLEI – 2004)



(b) Localizações padronizadas dos elementos no símbolo de soldagem.

- 1 - Cauda do símbolo, que pode ser omitida quando não se usar nenhuma referência;
 - 2 - Símbolo básico de solda ou referência de chanfro de solda a ser consultado;
 - 3 - Linha de referência;
 - 4 - Seta ligando a linha de referência ao lado indicado da junta;
 - 5 - Os elementos constantes desta área permanecem inalterados, mesmo nos casos em que a cauda e a seta do símbolo são invertidas;
- A - Ângulo do chanfro;
 F - Símbolo (tipo) de acabamento;
 (E) - Garganta efetiva;
 L - Comprimento da solda;
 P - Espaçamento entre centros de soldas intermitentes;
 (N) - Número de soldas por pontos;
 R - Abertura da raiz, altura do enchimento para soldas de tampão;
 S - Profundidade de preparação: dimensão ou resistência para certas soldas;
 T - Especificação, processo ou outra referência.

FIGURA 2.12 Simbologia de solda segundo AWS. (BELLEI – 2004)

O significado de “lado da seta” e “lado oposto” referem-se à posição da seta em relação à junta a ser soldada. O símbolo de soldagem para uma solda a ser executada do “lado da seta” é desenhado no lado inferior da linha de referência. Já o símbolo de soldagem desenhado na parte superior da linha de referência “lado oposto” significa que a solda deve ser executada no outro lado da junta. As soldas que envolvem operações em ambos os lados da junta possuem símbolos nos dois lados da linha de referência.

Algumas considerações importantes: as setas com seus símbolos devem ser utilizadas, tanto quanto necessárias, quando houver uma mudança brusca na direção do cordão, com exceção se o cordão for o mesmo para todo o contorno; todos os cordões são considerados contínuos, salvo indicações ao contrário; as dimensões, os comprimentos e os espaçamentos devem ser indicados em milímetros ao lado dos símbolos; a cauda da seta deve ser utilizada somente quando houver particularidades da soldagem.

3 METALURGIA DA SOLDAGEM (ESAB. Metalurgia da Soldagem. 2004)

3.1 METAIS E LIGAS METÁLICAS

3.1.1 Origem e fabricação

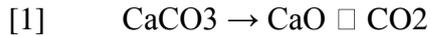
Os metais provêm dos depósitos naturais de minérios na crosta terrestre. A maioria dos minérios é contaminada com impurezas que devem ser removidas por meios mecânicos ou químicos. O metal extraído do minério purificado é conhecido como metal primário ou metal virgem, e o metal proveniente da ganga é designado metal secundário.

Há dois tipos de minérios, os ferrosos e os não ferrosos. O termo ferroso provém do latim, ferrum, significando ferro; um metal ferroso é aquele que possui alto teor de ferro. Metais não ferrosos como o cobre e o alumínio, por exemplo, são aqueles que contêm pouco ou nenhum ferro. A quantidade de ferro na crosta terrestre é de aproximadamente vinte vezes a de todos os outros metais não ferrosos juntos; por isso o ferro é o metal mais importante e o mais empregado.

O alumínio, por causa de sua aparência atraente, resistência relativamente alta e baixa densidade, é o segundo metal mais usado. O minério de alumínio comercialmente explorável, conhecido como bauxita, é um depósito formado próximo à superfície da crosta terrestre.

Alguns dos processos químicos que ocorrem durante a fabricação do aço ocorrem também durante a soldagem, de modo que a metalurgia da soldagem pode ser encarada imaginando-se a soldagem ao arco elétrico como a miniatura de uma siderúrgica.

O maior percentual de ferro comercialmente produzido vem do processo com alto-forno, que realiza uma reação química entre uma carga sólida e a coluna de gás ascendente resultante no forno. Os três diferentes materiais empregados na carga são minério, fundentes e coque. O minério consiste de óxido de ferro e o fundente principal é o calcário, que se decompõe em óxido de cálcio e dióxido de carbono (veja a Equação [1]). A cal reage com as impurezas do minério de ferro e flutua sobre a superfície na forma de escória. O coque, que se constitui principalmente de carbono, é o combustível ideal para altos fornos porque produz o gás monóxido de carbono (veja a Equação [2]), o principal agente redutor do minério de ferro (Fe_2O_3) para ferro metálico (Fe), veja a Equação [3].



A atividade básica do alto-forno é reduzir o óxido de ferro para ferro metálico e remover as impurezas do metal. Os elementos reduzidos passam para a massa de ferro e os elementos oxidados dissolvem-se na escória. O metal proveniente do alto-forno é denominado ferro-gusa e é empregado como um material intermediário para posteriores processos de refino.

O ferro-gusa contém quantidades excessivas de elementos que devem ser reduzidos antes que o aço seja produzido. Reduzir um elemento significa receber elétrons: no caso do ferro, ele passa de Fe^{++} ou Fe^{+++} para Fe , onde cada átomo de ferro recebe dois ou três elétrons. Para o refino do aço são empregados diversos tipos de fornos elétricos, conversores e outros, cada um desses realizando sua tarefa de remoção e redução de elementos como carbono, silício, fósforo, enxofre e nitrogênio através da saturação do metal líquido com oxigênio e ingredientes formadores de escória. O oxigênio reduz os elementos formando gases que escapam para a atmosfera enquanto a escória reage com as impurezas e as separa do metal fundido.

Depois de passar pelo forno de refino, o metal é purificado em lingoteiras feitas de ferro fundido. Os lingotes obtidos possuem seção quadrada e são constituídos de aço saturado de oxigênio. Para evitar a formação de grandes bolsas de gases no metal fundido, uma quantidade considerável de oxigênio deve ser removida. Esse processo é conhecido como desoxidação e é realizado através de aditivos que expulsam o oxigênio na forma de gases ou enviam-no em direção à escória. Existem diversos graus de oxidação, sendo os seguintes os tipos de aços resultantes:

3.1.2 Aços efervescentes

A fabricação de aços efervescentes envolve uma desoxidação mínima. À medida que o lingote se solidifica, uma camada de ferro quase puro é formada nas paredes e no fundo da lingoteira, e praticamente todo o carbono, fósforo e enxofre segregam no núcleo do lingote. O oxigênio forma com o carbono o gás monóxido de carbono (CO) que é aprisionado no metal em solidificação na forma de bolhas que desaparecem durante o processo de laminação a quente. A principal vantagem dos aços efervescentes é a superfície livre de defeitos que pode

ser produzida com a ajuda da camada de ferro quase puro. A maioria dos aços efervescentes é constituída de aços de baixo carbono contendo menos de 0,1% desse elemento.

3.1.3 Aços parcialmente desoxidados

Aços parcialmente desoxidados regulam a quantidade de oxigênio no metal fundido pelo uso de uma pesada tampa que é travada no topo da lingoteira depois de permitir que o metal atinja um leve grau de efervescência. Aços parcialmente desoxidados contêm uma composição mais uniforme no núcleo do lingote que os aços efervescentes. Por isso, os aços parcialmente desoxidados são empregados em aplicações que requerem bom acabamento superficial, composição mais homogênea e melhores propriedades mecânicas que as dos aços efervescentes.

3.1.4 Aços acalmados

Diferentemente dos aços efervescentes ou parcialmente desoxidados, aços acalmados são fabricados removendo-se totalmente o oxigênio antes que o lingote se solidifique para evitar a efervescência. Essa remoção é auxiliada pela adição de ligas ferro-silício que se combinam com o oxigênio para formar escória, deixando assim um metal íntegro e homogêneo.

3.1.5 Aços parcialmente acalmados

Aços parcialmente acalmados são um meio-termo entre aços efervescentes e acalmados. É adicionada uma pequena quantidade de um agente desoxidante, geralmente ferro-silício ou alumínio. A quantidade de desoxidante é a estritamente suficiente para cortar qualquer reação de efervescência, deixando algum oxigênio dissolvido.

3.1.6 Aços desoxidados a vácuo

O objetivo da desoxidação a vácuo é remover o oxigênio do aço fundido sem adicionar elementos que formem inclusões não metálicas. Isso é realizado aumentando-se o teor de carbono do aço e então submetendo o metal fundido à degaseificação a vácuo. O carbono reage com o oxigênio e forma monóxido de carbono, e então os níveis de oxigênio e

de carbono caem para os limites especificados. Como não são usados elementos desoxidantes formadores de óxidos sólidos, o aço produzido por esse processo possui alta pureza.

3.1.7 Classificações dos aços

As classificações mais comuns para os aços são:

- aços carbono,
- aços de baixa liga,
- aços de média liga, e
- aços de alta liga,

que são referidas como "tipos" de aços.

3.1.7.1 Aços carbono

O aço é basicamente uma liga de ferro e carbono, alcançando seus níveis de resistência e de dureza principalmente através da adição de carbono. Os aços carbono são classificados quanto à composição química em quatro grupos, dependendo de seus níveis de carbono.

- baixo carbono - até 0,14% carbono;
- aço doce - de 0,15% até 0,29% carbono;
- aço de médio carbono - de 0,30% até 0,59% carbono;
- aço de alto carbono - de 0,60% até 2,00% carbono.

Os aços de baixo carbono e doce são os grupos mais produzidos por causa de sua relativa resistência e boa soldabilidade.

Em estruturas usuais de aço, utilizam-se aços com um teor de carbono equivalente máximo de 0,45%, para se permitir uma boa soldabilidade. O aumento do teor de carbono eleva a resistência e a dureza (redução da dutibilidade); porém, o aço resulta mais quebradiço e sua soldabilidade diminui consideravelmente: Entre os aços-carbono mais usados em estruturas, podemos citar: o ASTM A-36 E 570, e os ABNT NBR – 7007, 6648, 6649, 6650; DIN St37.

Alguns profissionais por falta de conhecimento na área de materiais, especificam materiais da classe SAE, lembrando que este tipo de classe, apresenta somente garantia da composição química e não das características físicas.

3.1.7.2 Aços de baixa liga

Os aços de baixa liga, como o nome já diz, contêm pequenas quantidades de elementos de liga que produzem consideráveis melhorias em suas propriedades. Os elementos de liga são adicionados para melhorar a resistência mecânica e a tenacidade, para diminuir ou aumentar a resposta ao tratamento térmico e para retardar os processos de formação de carepa e corrosão. Aços de baixa liga são geralmente definidos como aqueles que possuem teor total de liga de 1,5% a 5,0%. Os elementos de liga mais comuns são o manganês, silício, cromo, níquel, molibdênio e vanádio. Aços de baixa liga podem conter quatro ou cinco desses elementos de liga em diversos teores.

Aços de baixa liga possuem maior limite de escoamento e de resistência que aços doces ou aços carbono estruturais. Como eles apresentam altas razões resistência-peso, é possível reduzir o peso de carros, caminhões, equipamentos pesados, etc. com o uso de aços de baixa liga.

Aços carbono comuns, que apresentam fragilidade a baixas temperaturas, não são confiáveis em aplicações críticas. Por isso, aços de baixa liga com adição de níquel são frequentemente empregados em situações de baixa temperatura.

Os aços perdem muito de sua resistência a altas temperaturas. Para evitar essa situação, são adicionadas pequenas quantidades de cromo ou de molibdênio.

Nesta classificação dos aços de baixa liga, podemos citar como mais usuais: o ASTM A572 G-50, A441, os ABNT NBR 7007, 5000, 5004; DIN St52, etc.

Com uma pequena variação na composição química e com adição de alguns componentes, tais como vanádio, cromo, cobre, níquel, alumínio, esses aços podem ter aumentada sua resistência à corrosão atmosférica de duas a quatro vezes. São chamados aços de baixa liga e alta resistência mecânica e resistentes à corrosão atmosférica, sendo conhecidos também como aços patináveis. Entre eles podemos citar: o ASTM A588, os ABNT NBR 5920, 5921, 5008. As usinas nacionais produzem estes aços com os seguintes nomes comerciais:

COR , produzindo pela CSN

SAC, produzindo pela USIMINAS

COS-AR-COR, produzido pela USIMINAS

USI-FARE, produzido pela USIMINAS – resistência especificada ao fogo.

3.1.7.3 Aços de média liga

Aços de média liga são definidos como aqueles que possuem teor de elementos de liga entre 5% e 10%.

Apresentam características semelhantes às dos aços de baixa liga, requerendo, porém, maiores cuidados em sua fabricação e soldagem.

3.1.7.4 Aços de alta liga

Esse grupo de aços, caros e para uso específico, contêm teor de elementos de liga ultrapassando 10%, resultando em propriedades químicas e mecânicas excepcionais.

Aços austeníticos ao manganês contêm altos teores de carbono e manganês, que dão dois excepcionais atributos, a capacidade de endurecer sob trabalho a frio e grande tenacidade. O termo austenítico refere-se à estrutura cristalina desses aços.

Aços inoxidáveis são aços de alta liga que possuem a capacidade de resistir à corrosão. Essa característica provém do alto teor de cromo, normalmente acima de 10%. O níquel também é empregado em quantidades consideráveis em alguns aços inoxidáveis.

Aços ferramenta são empregados em atividades de corte e conformação. São aços de alta qualidade usados na fabricação de ferramentas, punções, matrizes de conformação, matrizes de extrusão, forjados, e assim por diante. Dependendo de suas propriedades e uso, esses aços são algumas vezes denominados como temperáveis na água, resistentes ao impacto, temperáveis ao óleo, temperáveis ao ar, e aços ferramenta para trabalho a quente.

Devido aos altos teores de elementos de liga, são necessários cuidados e práticas especiais quando se soldam aços de alta liga.

3.1.8 Tratamentos térmicos

A temperatura à qual o metal é aquecido, o período de tempo em que ele é mantido àquela temperatura e a taxa sob a qual ele é resfriado, todos esses parâmetros influenciam na estrutura cristalina do metal. Essa estrutura cristalina, normalmente denominada microestrutura, determina as propriedades específicas dos metais. Há vários modos de se manipular a microestrutura, seja na siderúrgica ou no procedimento de soldagem. Dentre os métodos mais comuns de se manipular a microestrutura estão os tratamentos térmicos.

Tratamentos térmicos raramente são requeridos para aços de baixo carbono ou estruturais, embora sejam ocasionalmente empregados para evitar empenamento ou para garantir baixa dureza e facilitar a usinagem.

3.1.8.1 Pré-aquecimento

Os metais em sua maioria são bons condutores de calor. Consequentemente o calor na região de soldagem é rapidamente escoado por toda a massa envolvida no processo, acarretando um resfriamento relativamente rápido. Em alguns metais esse resfriamento rápido pode contribuir para a formação de microestruturas prejudiciais na região de soldagem. O pré-aquecimento da junta a ser soldada é uma maneira de reduzir a taxa de resfriamento do metal. A temperatura de pré-aquecimento pode variar de 50°C a 540°C, sendo mais comumente aplicada na faixa de 150°C a 200°C.

Durante a soldagem de aços de alto carbono ou de alta liga existe o perigo de que o depósito de solda e a zona termicamente afetada contenham altos percentuais de martensita, um constituinte duro do aço. Tais soldas possuem alta dureza e baixa ductilidade e podem mesmo vir a trincar durante o resfriamento. O objetivo do pré-aquecimento (e também do pós-aquecimento) é manter o teor de martensita da solda a um nível mínimo. De ambos os tratamentos resultam melhor ductilidade, baixa dureza e menor probabilidade de fissuração durante o resfriamento.

A martensita forma-se realmente durante o resfriamento da solda e da zona termicamente afetada. A quantidade de martensita formada pode ser limitada reduzindo-se a taxa de resfriamento da solda. O pré-aquecimento aumenta a temperatura do metal vizinho à solda, de tal modo que o gradiente de temperatura (isto é, a diferença de temperatura) entre a solda e sua vizinhança fique reduzido. O resultado é que a zona de soldagem aquecida resfria-se mais lentamente, visto que a taxa de resfriamento é diretamente proporcional ao gradiente de temperatura entre as massas quente e fria.

Em resumo, o pré-aquecimento reduz:

- o risco de trincas por hidrogênio;
- as tensões de contração;
- a dureza na zona termicamente afetada (ZTA).

Se esses tratamentos térmicos devem ou não ser aplicados depende do teor de carbono e de outros elementos de liga no metal sendo soldado. Se corpos de prova soldados sem tratamento térmico apresentarem baixa ductilidade ou dureza muito alta, é indicativo da

necessidade de pré-aquecimento ou pós-aquecimento. Além da composição química, a rigidez da junta a ser soldada e o processo de soldagem também influenciam a necessidade de se realizar um pré-aquecimento.

A necessidade do pré-aquecimento aumenta com os seguintes fatores:

- teor de carbono do material de base;
- teor de ligas do material de base;
- tamanho da peça;
- temperatura inicial;
- velocidade de soldagem;
- diâmetro do consumível.

Como determinar a temperatura de pré-aquecimento.

A composição do material de base deve ser conhecida para se escolher a temperatura de pré-aquecimento correta, pois ela é controlada por dois principais fatores:

- o teor de carbono do material de base;
- o teor de ligas do material de base;

Basicamente quanto maior for o teor de carbono do material de base, maior será a temperatura de pré-aquecimento requerida. Esse raciocínio se aplica também ao teor de ligas, mas num grau levemente menor.

Um método simples para determinar a necessidade de pré-aquecimento de uma solda é o do carbono equivalente (Ceq). A temperabilidade de um aço está relacionada ao seu teor de carbono acrescido dos teores de certos elementos de liga.

Quanto maior for o carbono equivalente maior será a temperatura de pré-aquecimento requerida.

Outros fatores importantes para se determinar a temperatura de pré-aquecimento são a espessura e o tamanho do componente. A temperatura de pré-aquecimento aumenta com o tamanho e a espessura do componente.

Para o cálculo do carbono equivalente determina-se o teor aproximado de outros elementos de liga que produzem a mesma dureza que 1% de carbono. Então o carbono equivalente (Ceq), que é uma indicação da temperabilidade, pode ser calculado por:

$$C_{eq} = \%C + \frac{\%Mn}{6} + \frac{\%Ni}{15} + \frac{\%Mo}{4} + \frac{\%Cr}{5} + \frac{\%Cu}{13}$$

[4]

NOTA: O C_{eq} calculado da análise de panela é normalmente menor que o C_{eq} baseado na análise do produto por causa da segregação que ocorre no lingote.

Essa fórmula é válida quando os teores estão dentro das faixas:

- $\%C < 0,50$
- $\%Mn < 1,60$
- $\%Ni < 3,50$
- $\%Mo < 0,60$
- $\%Cr < 1,00$
- $\%Cu < 1,00$

Outra equação para o carbono equivalente, largamente utilizada, é dada pelo IIW (International Institute of Welding):

$$C_{eq} = \%C + \frac{\%Mn}{6} + \frac{\%Cr + \%Mo + \%V}{5} + \frac{\%Ni + \%Cu}{15}$$

[5]

A espessura do metal de base pode tornar necessário o pré- aquecimento mesmo para aços de baixo carbono. Existem vários métodos para se calcular a temperatura de pré- aquecimento considerando também a espessura, sendo as Equações [6] e [7] as mais usuais.

$$\text{Temperatura de pré - aquecimento (}^{\circ}\text{C)} = 350 \times \sqrt{C_{eqtotal} - 0,25}$$

[6]

onde

$$C_{eqtotal} = 0,005 \times C_{eq} \times \text{espessura (mm)}$$

[7]

onde o carbono equivalente pode ser calculado pelas Equações [4] ou [5] ou mesmo por outra fórmula mais conveniente.

A Tabela 3.1 fornece valores sugeridos de temperaturas de pré-aquecimento para diferentes valores de carbono equivalente:

TABELA 3.1 - Temperatura de pré-aquecimento recomendada x C_{eq} . (ESAB – 2004)

Carbono equivalente C_{eq} (%)	Temperatura de pré-aquecimento recomendada
< 0,30	opcional
0,31 - 0,45	100°C - 200°C
0,45 - 0,60	200°C - 250°C
> 0,60	250°C - 300°C
Aços ferramenta, aços mola, aços de composição desconhecida	~ 300°C

Alguns aços, particularmente aqueles possuindo carbono equivalente maior que 0,45%, podem requerer, além de pré-aquecimento, pós-aquecimento. Esses tratamentos são especialmente recomendados para a soldagem de seções espessas. Entretanto, para a maioria dos aços carbono e de baixa liga, apenas o pré-aquecimento é necessário de um modo geral.

O pré-aquecimento a 120 - 150°C é geralmente empregado na soldagem multipasse em seções de espessura maior que 25 mm para reduzir a susceptibilidade da solda à fissuração.

Quando a temperatura de pré-aquecimento correta for determinada é essencial que esta temperatura seja medida e mantida durante a operação de soldagem. Normalmente todas aplicações que requerem pré-aquecimento requerem também resfriamento lento.

3.1.8.2 Pós-aquecimento

Pós-aquecimento, dentro deste contexto, significa o aquecimento da junta soldada imediatamente após a solda ter sido realizada. É bem diferente de outros tratamentos executados após o resfriamento da solda tais como alívio de tensões, revenimento e recozimento.

O pós-aquecimento tem a mesma função do pré-aquecimento: mantém a temperatura da peça em um nível suficientemente elevado de tal maneira que a junta soldada esfrie lentamente. Assim como no pré-aquecimento, o resultado é uma ductilidade maior na região da solda. O pós-aquecimento raramente é aplicado de forma isolada; é quase sempre conjugado com o pré-aquecimento.

O pós-aquecimento é mais frequentemente empregado em aços altamente temperáveis, mas algumas vezes é utilizado em aços menos temperáveis se for difícil a aplicação de um pré-aquecimento adequado devido à dimensão das peças sendo soldadas.

Além do pré-aquecimento e do pós-aquecimento vários outros tratamentos térmicos são empregados em juntas soldadas para influenciar nas propriedades do metal de solda:

- alívio de tensões;
- recozimento pleno;
- normalização;
- têmpera;
- revenimento.

Esses tratamentos são similares de dois pontos de vista. Primeiro, usualmente requerem temperaturas mais altas que o pré-aquecimento e o pós-aquecimento. Segundo, embora sejam atividades de "pós-aquecimento" no sentido de que são aplicados após a solda ter sido executada, diferem do pós-aquecimento no fato de que a solda é deixada esfriar antes que o tratamento seja iniciado. São largamente utilizados em soldas de aços carbono bem como de aços de baixa, média e alta liga.

3.1.8.3 Alívio de tensões

Os metais se expandem quando aquecidos e se contraem quando resfriados. A dilatação é diretamente proporcional à variação de temperatura ou, de outro modo, à quantidade de calor aplicada. Numa junta soldada o metal mais próximo da solda está sujeito às mais altas temperaturas e, à medida que aumenta a distância da solda, a temperatura máxima atingida diminui. O aquecimento heterogêneo causa contração–expansão também heterogênea e pode causar distorções e tensões internas no metal de solda. Dependendo de sua composição e aplicação o metal pode não ser capaz de resistir a essas tensões e trincar ou pode ocorrer falha prematura da peça. Uma maneira de minimizar essas tensões ou de aliviá-

las é pelo aquecimento uniforme da estrutura após a soldagem ter sido realizada. O metal é aquecido a temperaturas logo abaixo do ponto onde possa ocorrer alguma alteração microestrutural e então é resfriado lentamente.

Seguindo a atividade de soldagem, o resfriamento e a contração do metal de solda originam tensões na solda e nas regiões adjacentes. O objetivo do alívio de tensões é reduzir essas tensões. Esse tratamento leva a junta soldada a uma condição mais durável; a ductilidade é aumentada sobremaneira, embora a resistência mecânica diminua ligeiramente. Certos códigos permitem maiores tensões de projeto, desde que seja aplicado o alívio de tensões. Tipicamente, o alívio de tensões consiste no aquecimento da peça a uma temperatura em torno de 600°C e em sua manutenção por uma hora para cada 25 mm de espessura. O conjunto é então resfriado lentamente em ar calmo até 300°C. Se temperaturas altas como 600°C forem impraticáveis, podem ser empregadas temperaturas mais baixas com um tempo de encharcamento mais longo. A Tabela 3.2 ilustra os tempos recomendados conforme a temperatura empregada para o alívio de tensões.

TABELA 3.2 - Tempo e temperatura de alívio de tensões. (ESAB – 2004)

TEMPO E TEMPERATURA DE ALÍVIO DE TENSÕES	
Temperatura (°C)	Tempo (h/25 mm)
595	1
565	2
535	3
510	5
480	10

3.1.8.4 Recozimento pleno

O recozimento pleno possui outra função adicional em relação ao alívio de tensões simples: além de levar a peça soldada a uma condição sem tensões, assegura ductilidade e baixa dureza à solda e à zona termicamente afetada. Além disso, consegue-se também uma microestrutura fina e uniforme.

Esse tratamento térmico consiste:

- no aquecimento do conjunto 30°C a 60°C acima da temperatura crítica, isto é, aquela em que ocorre a alteração microestrutural (nos aços, de 840°C até 1.000°C):
- na manutenção do patamar de temperatura por um tempo suficiente para promover uma mudança uniforme;
- e no resfriamento lento do conjunto, usualmente dentro do forno.

Peças soldadas raramente sofrem recozimento porque temperaturas muito altas podem causar distorções na estrutura soldada.

3.1.8.5 Normalização

Esse tratamento é na realidade uma outra forma de recozimento. As temperaturas utilizadas são as mesmas que no caso do recozimento (usualmente 60°C acima da temperatura de transformação microestrutural), mas a normalização pressupõe resfriamento em ar calmo até a temperatura ambiente em vez de resfriamento no forno. As tensões internas são aliviadas, porém a solda não fica com a mesma ductilidade e baixa dureza obtidas com o recozimento pleno.

Pelos tratamentos térmicos de alívio de tensões e recozimento ou normalização há uma restauração parcial ou completa das propriedades originais dos aços (veja a Figura 3.1).

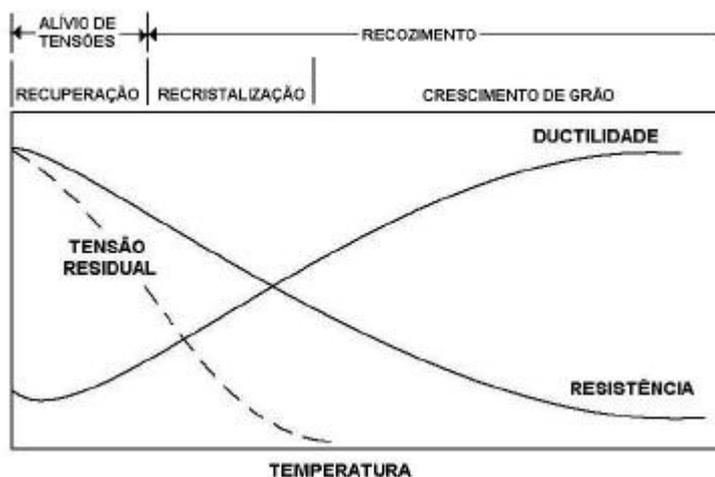


FIGURA 3.1 - Alterações microestruturais e mecânicas decorrentes dos tratamentos térmicos pós-soldagem (esquemático). (ESAB – 2004)

3.1.8.6 Têmpera

A dureza de um aço pode ser aumentada aquecendo-o de 30°C a 60°C acima da temperatura de alteração microestrutural, e então mergulhando o metal em uma solução líquida que rapidamente o resfrie. O resfriamento rápido, conhecido como têmpera, forma uma microestrutura denominada martensita, que distorce a rede cristalina do aço e aumenta sua dureza e sua resistência mecânica. As soluções de têmpera usadas nesse processo são classificadas de acordo com a velocidade com que resfriam o metal, isto é, óleo (rápido), água (mais rápido) e salmoura (o mais rápido).

3.1.8.7 Revenimento

Depois que o metal sofre têmpera, é usualmente revenido. O revenimento é um processo no qual o metal é reaquecido até uma temperatura abaixo de 725°C, mantido a essa temperatura por um certo intervalo de tempo, e então resfriado até a temperatura ambiente. O revenimento reduz a fragilidade que é característica dos aços temperados, produzindo portanto um balanço entre alta resistência e tenacidade. O termo tenacidade, aplicado aos metais, normalmente significa resistência à fratura frágil ou tenacidade ao entalhe sob certas condições ambientais. Os aços que sofrem esse tipo de tratamento térmico são conhecidos como aços temperados e revenidos.

3.2 PROPRIEDADES E ENSAIOS DOS METAIS

A utilidade de um metal específico é determinada pelo clima e condições nas quais ele será empregado. Um metal que é estampado para transformar-se em um pára-lama de automóvel deve ser mais macio e flexível que uma chapa de blindagem que sofrerá esforços dinâmicos. Por outro lado, um material utilizado em um oleoduto em ambiente de baixa temperatura deve apresentar desempenho bem diferente de outro material empregado em caldeiras. Torna-se evidente que, antes que um metal seja recomendado para uma aplicação específica, devem ser avaliadas as propriedades físicas e mecânicas do metal de base e do metal de solda projetados para a junta a ser soldada.

3.3 PRINCIPIOS DOS CONSUMÍVEIS DE SOLDAGEM

O termo consumíveis é aplicado aos produtos que são consumidos durante a execução de uma soldagem. Por exemplo, na soldagem manual com eletrodos revestidos é o eletrodo empregado, e na soldagem por arco submerso são o arame e o fluxo. Na soldagem com gás de proteção inclui o gás de proteção — argônio, hélio, dióxido de carbono ou misturas de gases — bem como o arame. Também se incluem bocais, peças de reserva e a energia elétrica empregada na soldagem. Entretanto, usualmente o termo fica restrito aos itens controladores ou influentes nas propriedades mecânicas e na qualidade metalúrgica da junta soldada.

Uma função primária dos consumíveis é proteger o metal fundido e aquecido no arco e na poça de fusão da atmosfera, cujo perigo provém do nitrogênio e do oxigênio que reagem com o metal fundido. Óxidos prejudicam o fluxo e a fusão do metal e influenciam na formação de inclusões; eles também consomem certos elementos de liga. O nitrogênio forma nitretos, que podem ser uma causa de fragilidade, bem como de porosidade. Na soldagem com gás de proteção empregando um gás inerte como o argônio tanto o oxigênio como o nitrogênio são excluídos passivamente (sem reações). Alguns óxidos estão, no entanto, sempre presentes e por isso é necessário removê-los com agentes desoxidantes tais como silício, alumínio ou titânio em aços ou silício, zinco ou fósforo em ligas de cobre. O óxido de alumínio não pode ser reduzido quimicamente, de tal modo que o gás de proteção usado na soldagem com alumínio deve ser o mais eficaz possível. A proteção com o dióxido de carbono, frequentemente utilizada na soldagem de aços, exclui o nitrogênio às custas da formação de óxidos, de modo que são normalmente adicionadas quantidades bem maiores de desoxidantes que o necessário. A proteção contra a atmosfera originada por fluxos geradores de escória é mais eficaz graças à camada protetora de fluxo fundido e aos gases formados a partir de componentes no fluxo que são decompostos pelo calor.

O modo como o desoxidante é usado depende do processo de soldagem. Como exemplos, na soldagem com gás de proteção é um elemento metálico no arame ou no fluxo, porém nos eletrodos revestidos os desoxidantes localizam-se no revestimento.

Frequentemente elementos de liga presentes no metal de base atuam como desoxidantes como, por exemplo, em ligas de cobre com pequenos teores de zinco ou silício. Mesmo em metais ferrosos, onde não é usual contar com elementos de liga para atender a uma função de desoxidante, ocorrem reações complexas entre esses elementos de liga e os consumíveis ou com a atmosfera acima do metal fundido. Elementos como carbono, silício,

manganês, titânio, alumínio e cromo são prontamente oxidados, perdendo-se uma parcela de seus teores iniciais durante a soldagem se o metal de adição e o fluxo não fornecerem uma compensação.

Os consumíveis possuem um efeito poderoso no modo como o metal é transferido do eletrodo para a poça de fusão. Na soldagem manual com eletrodo revestido, a presença de uma grande quantidade de rutilo (óxido de titânio – TiO_2) no revestimento promove uma transferência suave de pequenas gotas de metal fundido, mas com um alto teor de carbonato de cálcio ($CaCO_3$) a transferência ocorre em grandes glóbulos que fazem curto-circuito com a poça de fusão. Quando se utilizam gases de proteção como argônio ou hélio na soldagem de aços é necessário adicionar pequenas quantidades de oxigênio (O_2) ou de dióxido de carbono (CO_2) para resultar em uma transferência suave e sem respingos de pequenas gotas de metal fundido. Tais adições são prejudiciais quando se soldam ligas de alumínio, mas com esses metais a suavidade de transferência de metal e o perfil do cordão de solda podem ser modificados empregando-se misturas de argônio e hélio.

Num processo de soldagem que faz uso de um fluxo, formar-se-á um resíduo do fluxo denominado escória, que permanece sobre a superfície da poça de fusão. A viscosidade, a tensão superficial, o ponto de fusão e outras características dessa escória influenciam na forma final da superfície do cordão de solda, sua molhabilidade com o metal de base (o modo como o metal de solda se mistura com o metal de base) e a facilidade com que a soldagem pode ser executada em outras posições diferentes da plana. Também é importante que, quando as soldas forem realizadas em chanfros profundos, que a escória seja facilmente removível para permitir que os cordões de solda posteriores sejam depositados sem causar problemas.

As considerações de transferência de metal, facilidade de soldagem, controle da composição do cordão de solda, propriedades da solda e, naturalmente, custos, são importantes na seleção de consumíveis.

3.4 PROPRIEDADES DO METAL DE SOLDA

3.4.1 Poça de fusão e diluição

Seria ideal se o metal de solda propriamente dito e a zona afetada pelo calor tivessem exatamente as mesmas propriedades e características que as do metal de base. Entretanto, isso não é possível, porque o metal de solda é fundido, enquanto que a maioria dos metais de base é utilizada no estado forjado ou no laminado. Materiais conformados sempre apresentam

maior resistência, ductilidade e tenacidade que os materiais comparáveis no estado fundido. O metal de solda é, no entanto, uma miniatura de um fundido que é rapidamente resfriado, e suas propriedades frequentemente se assemelham às de um material conformado. Essa é particularmente a situação com metais ferrosos, porém a combinação de propriedades é menos satisfatória em alguns metais não ferrosos como ligas de alumínio e de cobre.

Por causa das forças eletromagnéticas do arco, a poça de fusão movimenta-se internamente em modelos variados de fluxo dependendo do tipo de junta, da corrente de soldagem e do ângulo que a tocha ou o eletrodo faz com a linha da solda. Essa turbulência resulta numa uniformidade de temperatura e composição dentro do metal líquido com exceção da região mais aquecida nas imediações da raiz do arco. A composição final do metal de solda é o resultado de uma mistura do eletrodo ou do metal de adição fundido com o metal de base que é fundido. O metal depositado do eletrodo ou do metal de adição é denominado "diluído" pelo metal de base fundido. Quando nenhum metal é adicionado, consistindo então o metal de solda inteiramente de metal de base, a diluição é definida como 100%. Na soldagem manual com eletrodo revestido, o passe de raiz pode ter 30% de diluição e os passes subsequentes terão uma diluição ligeiramente menor. Como resultado da uniformidade do metal de solda, é possível calcular sua composição se as proporções de metal de base e de eletrodo fundido puderem ser estimadas. Isso pode ser feito frequentemente de uma observação da seção reta da solda, como mostra a Figura 3.2. Tais cálculos, que envolvem apenas proporções simples, são importantes quando é utilizado um eletrodo ou metal de adição de composição diferente da do metal de base, como em juntas dissimilares, em revestimento inoxidável de aços carbono ou na soldagem de ligas de alumínio. Pode também ser necessário considerar a diluição se o metal de base tiver alto teor de enxofre ou se contiver alumínio que, se adicionado à poça de fusão, pode afetar o teor de oxigênio e prejudicar a tenacidade do depósito de solda.

$$\% \text{diluição} = \frac{\text{área da parte hachurada}}{\text{área do cordão de solda}} \times 100$$

[8]

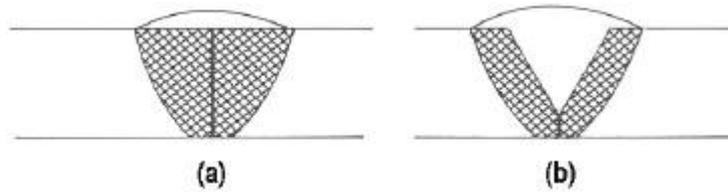


FIGURA 3.2 - Estimativa de diluição a partir da geometria da solda: (a) junta topo a topo; (b) junta com chanfro em V. (ESAB – 2004)

3.4.2 Aporte térmico

A maioria dos processos de soldagem por fusão é caracterizada pela utilização de uma fonte de calor intensa e localizada. Esta energia concentrada pode gerar em pequenas regiões temperaturas elevadas, altos gradientes térmicos, variações bruscas de temperatura e, conseqüentemente, extensas variações de microestrutura e propriedades em um pequeno volume de material.

Na soldagem a arco elétrico o aporte térmico (heat input) é definido como o calor cedido à junta soldada por unidade de comprimento e é calculado pela equação

$$\text{Aporte térmico} = \frac{\text{Tensão} \times \text{Corrente}}{\text{Velocidade de soldagem}}$$

[9]

Se considerarmos as várias unidades usualmente empregadas, podemos dizer que:

$$\text{Aporte térmico (KJ/mm)} = 0,06 \times \frac{\text{Tensão (V)} \times \text{Corrente (A)}}{\text{Velocidade de soldagem (mm/min)}}$$

[10]

ou

$$\text{Aporte térmico (KJ/mm)} = 0,006 \times \frac{\text{Tensão (V)} \times \text{Corrente (A)}}{\text{Velocidade de soldagem (cm/min)}}$$

[11]

Após a soldagem a dissipação de calor ocorre principalmente por condução na peça das regiões de maior temperatura para o restante do metal.

3.4.3 Ciclo térmico de soldagem

A variação da temperatura em diferentes pontos da peça durante a soldagem pode ser estimada na forma de uma curva denominada ciclo térmico de soldagem (veja a Figura 3.3). Os pontos mais próximos da junta sofrerão uma variação de temperatura devido à passagem da fonte de calor.

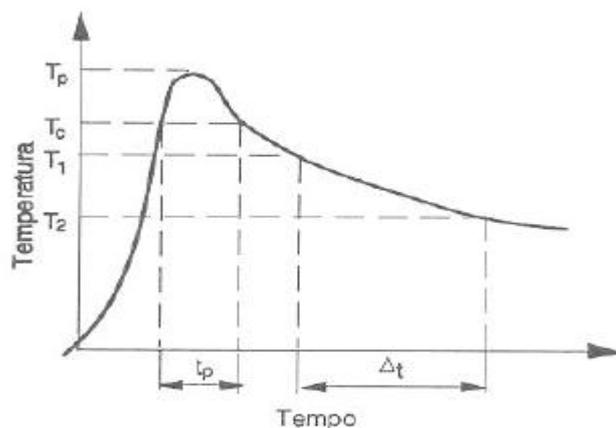


FIGURA 3.3 - Ciclo térmico de soldagem. (ESAB – 2004)

Essa curva apresenta os seguintes pontos importantes:

- temperatura de pico (T_p), que é a temperatura máxima atingida no ponto. T_p diminui com a distância ao centro da solda e indica a extensão das regiões afetadas pelo calor de soldagem;
- temperatura crítica (T_c), que é a temperatura mínima para ocorrer uma alteração relevante como uma transformação de fase, por exemplo;
- tempo de permanência acima de uma temperatura crítica (t_p), que é o tempo em que o ponto fica submetido a temperaturas superiores a uma temperatura crítica;
- velocidade de resfriamento, que é definida por:

$$\frac{T_1 - T_2}{\Delta t}$$

[12]

3.4.4 Repartição térmica

Se considerarmos o ciclo térmico de cada ponto próximo à junta, podemos dizer que a temperatura de pico (T_p) de cada ponto varia com sua distância ao centro do cordão de solda. Colocando na forma de um gráfico as temperaturas de pico contra a distância ao cordão de solda obtemos uma curva esquemática semelhante à exibida na Figura 3.4. Esta curva é conhecida como repartição térmica.

Os ciclos térmicos de soldagem e a repartição térmica são principalmente dependentes dos seguintes parâmetros:

- tipo de metal de base, relativamente a sua condutividade térmica, pois quanto maior a condutividade térmica do metal, maior sua velocidade de resfriamento;
- geometria da junta (uma junta em T possui três direções para o escoamento de calor, enquanto uma junta de topo possui apenas duas; por isso juntas em T resfriam-se mais rapidamente que juntas de topo para as mesmas condições de soldagem;
- a espessura da junta aumenta com a velocidade de resfriamento até uma espessura limite; acima desse limite, a velocidade de resfriamento independe da espessura;
- a velocidade de resfriamento diminui com o aumento do aporte térmico e da temperatura inicial da peça e conseqüentemente a repartição térmica torna-se mais larga.

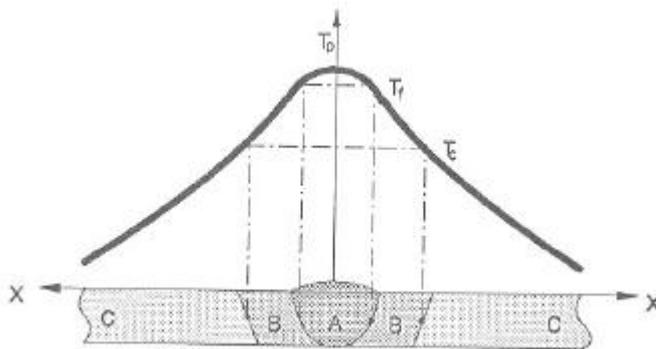


FIGURA 3.4 - Repartição térmica de uma solda. (ESAB – 2004)

3.4.5 A estrutura do metal de solda

Em cordões de solda de aço carbono e carbono-manganês os grãos colunares são circundados pela ferrita e frequentemente existem plaquetas de ferrita crescendo a partir dos contornos de grão. Esse tipo de microestrutura apresenta baixa tenacidade, e se for necessário modificá-la o método usual é o tratamento térmico de normalização. Entretanto, numa soldagem multipasses cada cordão de solda é tratado termicamente pelo cordão subsequente. O metal que é aquecido acima da faixa de temperatura de transformação recristaliza-se em grãos equiaxiais de menor tamanho. A profundidade até onde ocorre a recristalização depende de muitos fatores, incluindo a temperatura entre-passes, sendo rara a ocorrência de recristalização completa (veja a Figura 3.5).

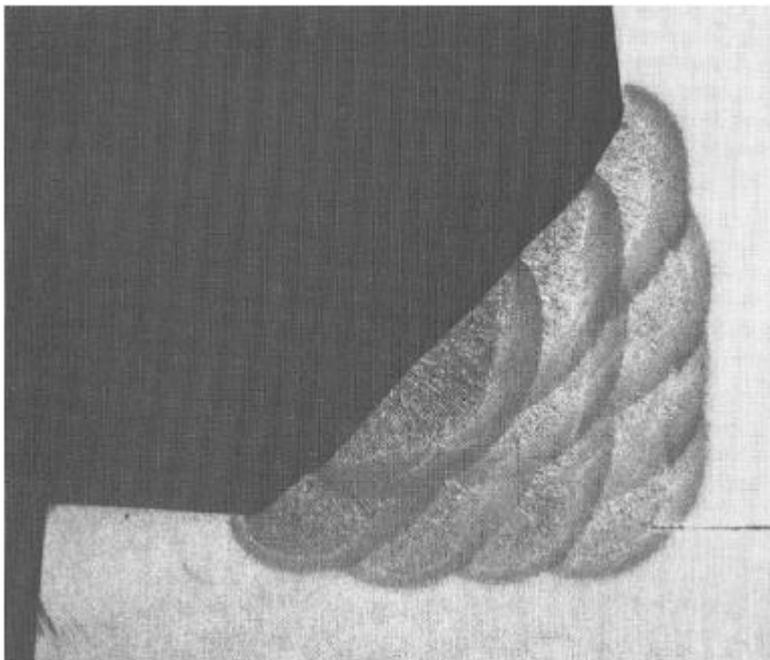


FIGURA 3.5 - Recristalização de cordões de solda por passes subsequentes depositados com eletrodo revestido em uma junta multipasses. (ESAB – 2004)

Reaquecimento também refina a microestrutura nas partes adjacentes da zona termicamente afetada. Uma região crítica na qual a tenacidade é desejável é o topo da solda, visto que a última camada a ser depositada em uma solda multipasses pode não receber o beneficiamento do tratamento da recristalização. É preciso um planejamento cuidadoso do cordão final (ou dos cordões finais) para assegurar que ocorra o refino dos grãos onde for

necessário. Pode ocorrer perda de tenacidade na zona termicamente afetada de aços estruturais, que está associada com altos aportes térmicos que causam crescimento de grão e alterações microestruturais. Sempre que a tenacidade for importante, como em estruturas que precisam manter sua integridade a baixas temperaturas de serviço, deve ser evitada a técnica de soldagem de largos cordões trançados, dando-se preferência à técnica de cordões filetados (veja a Figura 3.6).

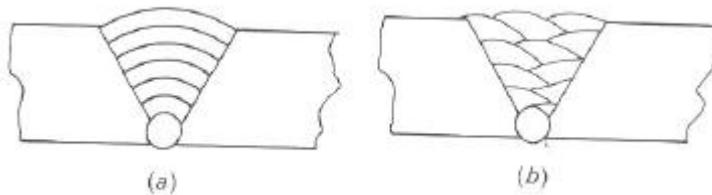


FIGURA 3.6 - As técnicas de soldagem de (a) trançar e (b) filetar. (ESAB – 2004)

Com aços temperáveis, aquecimento e resfriamento rápidos podem criar uma camada dura de martensita ao lado do cordão de solda. Um cuidadoso planejamento da sequência dos passes finais pode reduzir a dureza do metal depositado.

Materiais diferentes dos aços carbono que não apresentem mudança de fase no estado sólido não sofrem refino de grão durante a soldagem multipasses. Entretanto, outras alterações podem ocorrer durante o reaquecimento dos cordões de solda, tais como a liquefação de filmes de constituintes de baixo ponto de fusão nos contornos de grão, formando trincas de solidificação. Isso pode acontecer durante a soldagem multipasses de aços inoxidáveis austeníticos.

3.5 DEFEITOS DO METAL DE SOLDA

Alguns dos defeitos que podem ocorrer no metal de solda são:

- trincas de solidificação ou trincas a quente
- trincas induzidas por hidrogênio no metal de solda
- porosidade
- inclusões de escória ou outras inclusões
- trincas de cratera

- falta de fusão
- perfil do cordão desfavorável

3.5.1 Trincas de solidificação

A maioria dos aços pode ser soldada com um metal de solda de composição similar à do metal de base. Muitos aços com alto teor de liga e a maioria das ligas não ferrosas requerem eletrodos ou metal de adição diferentes do metal de base porque possuem uma faixa de temperatura de solidificação maior do que outras ligas. Isso torna essas ligas suscetíveis à fissuração de solidificação ou a quente, que pode ser evitada mediante a escolha de consumíveis especiais que proporcionam a adição de elementos que reduzem a faixa de temperatura de solidificação. A fissuração a quente também é fortemente influenciada pela direção de solidificação dos grãos na solda (veja a Figura 3.7). Quando grãos de lados opostos crescem juntos numa forma colunar, impurezas e constituintes de baixo ponto de fusão podem ser empurrados na frente de solidificação para formar uma linha fraca no centro da solda. Soldas em aços de baixo carbono que porventura possam conter alto teor de enxofre podem se comportar dessa forma, de modo que pode ocorrer fissuração no centro da solda. Mesmo com teores normais de enxofre pode ainda existir a linha fraca no centro da solda que pode se romper sob as deformações de soldagem, sendo por este motivo que cordões de penetração muito profunda são normalmente evitados.

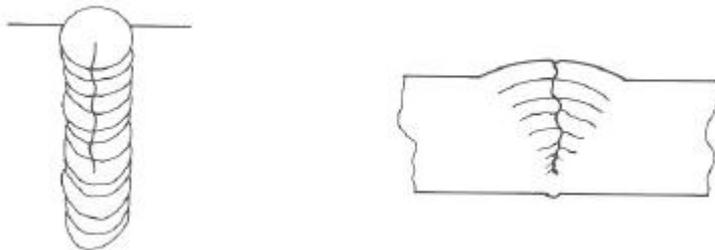


FIGURA 3.7 - Fissuração no centro do cordão em um passe único de alta penetração. (ESAB – 2004)

3.5.2 Trincas induzidas por hidrogênio

Esse modo de fissuração acontece a temperaturas próximas da ambiente, sendo mais comumente observada na zona termicamente afetada. O hidrogênio é introduzido na poça de

fusão através da umidade ou do hidrogênio contidos nos compostos dos fluxos ou nas superfícies dos arames ou do metal de base, resultando em que a poça de fusão e o cordão de solda já solidificado tornam-se um reservatório de hidrogênio dissolvido. Numa poça de fusão de aço o hidrogênio se difunde do cordão de solda para as regiões adjacentes da zona termicamente afetada que foram reaquecidas suficientemente para formar austenita. À medida que a solda se resfria a austenita se transforma e dificulta a difusão posterior do hidrogênio. O hidrogênio retido nessa região adjacente ao cordão de solda pode causar fissuração, como será visto adiante.

3.5.3 Porosidade

A porosidade pode ocorrer de três modos. Primeiro, como resultado de reações químicas na poça de fusão, isto é, se uma poça de fusão de aço for inadequadamente desoxidada, os óxidos de ferro poderão reagir com o carbono presente para liberar monóxido de carbono (CO). A porosidade pode ocorrer no início do cordão de solda na soldagem manual com eletrodo revestido porque nesse ponto a proteção não é totalmente efetiva. Segundo, pela expulsão de gás de solução à medida que a solda solidifica, como acontece na soldagem de ligas de alumínio quando o hidrogênio originado da umidade é absorvido pela poça e mais tarde liberado. Terceiro, pelo aprisionamento de gases na base de poças de fusão turbulentas na soldagem com gás de proteção, ou o gás evoluído durante a soldagem do outro lado de uma junta em "T" numa chapa com tinta de fundo. A maioria desses efeitos pode ser facilmente evitada, embora a porosidade não seja um defeito excessivamente danoso às propriedades mecânicas, exceto quando aflora à superfície. Quando isso acontece, pode favorecer a formação de entalhes que poderão causar falha prematura por fadiga, por exemplo.

3.5.4 Inclusões

Com processos que utilizam fluxo é possível que algumas partículas desse fluxo sejam deixadas para trás, formando inclusões no cordão de solda. É mais provável de as inclusões ocorrerem entre passes subsequentes ou entre o metal de solda e o chanfro do metal de base. A causa mais comum é a limpeza inadequada entre passes agravada por uma técnica de soldagem ruim, com cordões de solda sem concordância entre si ou com o metal de base. Assim como na porosidade, inclusões isoladas não são muito danosas às propriedades

mecânicas, porém inclusões alinhadas em certas posições críticas como, por exemplo, na direção transversal à tensão aplicada, podem iniciar o processo de fratura. Há outras formas de inclusões que são mais comuns em soldas de ligas não ferrosas ou de aços inoxidáveis do que em aços estruturais. Inclusões de óxidos podem ser encontradas em soldas com gás de proteção onde o gás foi inadequadamente escolhido ou inclusões de tungstênio na soldagem GTAW (TIG) com correntes muito altas para o diâmetro do eletrodo de tungstênio ou quando este toca a peça de trabalho.

3.5.5 Defeitos de cratera

Já foi mencionado que a granulação no metal de solda é geralmente colunar. Esses grãos tendem a crescer a partir dos grãos presentes nos contornos de fusão e crescem afastando-se da interface entre o metal líquido e o metal de base na direção oposta ao escoamento de calor. Um ponto fundido estacionário teria naturalmente um contorno aproximado no formato circular, porém o movimento da fonte de calor produz um contorno em forma de lágrima com a cauda na direção oposta ao movimento. Quanto maior for a velocidade de soldagem, mais alongado será o formato da cauda. Se a fonte de calor for repentinamente removida, a poça fundida solidifica com um vazio que é denominado cratera. A cratera está sujeita a conter trincas de solidificação na forma de estrela. As técnicas de soldagem ao final do cordão de solda são desenvolvidas para corrigir esse fenômeno voltando o arco por alguns momentos para preencher a poça de fusão ou até mesmo reduzindo gradualmente a corrente enquanto se mantém o arco estático.

3.5.6 Falta de fusão e perfil do cordão desfavorável

Esses são defeitos comuns fáceis de se evitar. A causa pode ser uma corrente de soldagem muito baixa ou uma velocidade de soldagem inadequada.

3.6 A ZONA TERMICAMENTE AFETADA (ZTA)

Nenhuma solda por fusão pode ser realizada sem acumular um gradiente térmico no metal de base. A difusão de calor para o metal de base é fortemente influenciada pela temperatura da poça de fusão e pela velocidade de soldagem. Soldagem com alta potência e alta velocidade reduz o gradiente térmico.

Num ponto da ZTA logo além da borda da poça de fusão a temperatura aumenta rapidamente a um nível próximo do da poça de fusão e diminui rapidamente produzindo um efeito como o de têmpera. Em aços essa região torna-se austenítica durante o aquecimento e pode conter o constituinte duro conhecido como martensita quando se resfria. Essa região desenvolve grãos grosseiros (região de crescimento de grão) porém um pouco mais além, onde a temperatura não foi tão alta, entrando na faixa acima da temperatura de transformação mas não atingindo a região austenítica, o tamanho de grão é menor (região de refino de grão). Mais além ainda, não há alteração no tamanho de grão, mas o calor é suficiente para reduzir a dureza dessa região e eliminar até certo ponto os efeitos de qualquer encruamento (região intercrítica). Efeitos metalúrgicos similares são também observados na ZTA após cortes com aporte térmico. Em materiais endurecíveis por solução sólida como ligas de alumínio, por exemplo, a região próxima à poça de fusão torna-se efetivamente solubilizada por tratamento térmico e terá sua dureza aumentada com o tempo ou com um tratamento térmico subsequente a baixas temperaturas, causando endurecimento por precipitação. Em materiais que não sofrem transformação, como os aços, nem endurecem por solução sólida, como ligas de alumínio tratáveis termicamente, os efeitos do calor são mais simples, sendo aplicados principalmente para reduzir a dureza e para a eliminação completa ou parcial do encruamento.

Raramente a condição de soldagem é tão simples como foi descrita acima porque os metais de base são frequentemente imperfeitos quando observados detalhadamente, sendo também possível para a poça de fusão introduzir hidrogênio na zona termicamente afetada. Esta é, portanto, uma região potencial de defeitos e seu comportamento em um material qualquer é um aspecto importante da consideração de soldabilidade. Soldabilidade no entanto, é uma propriedade do material que não pode ser definida precisamente porque varia com o processo empregado e com a maneira como o processo é utilizado. Materiais com soldabilidade ruim podem ser soldados satisfatoriamente desde que seja tomado muito cuidado na seleção do consumível, no controle da soldagem e na inspeção final. Isso frequentemente significa muitos testes antes da produção e naturalmente um aumento nos custos.

3.6.1 Defeitos na ZTA

Alguns dos defeitos que podem ocorrer na ZTA são:

- fissuração por hidrogênio (designada também por fissuração sob cordão)
- decoesão lamelar

- trincas de reaquecimento
- fissuração por corrosão sob tensão
- trincas de liquação ou microfissuração

3.6.1.1 Fissuração da ZTA por hidrogênio

Esse tipo de fissuração pode ocorrer nos aços e resulta da presença de hidrogênio numa microestrutura temperada suscetível à fissuração como a martensita, aliada à tensão aplicada. Normalmente pouco pode ser feito sobre a tensão, embora seja conhecido que juntas com aberturas excessivas sejam mais suscetíveis à fissuração. As medidas práticas para evitar a fissuração dependem de reduzir o hidrogênio na poça de fusão e evitar uma ZTA endurecida.

No item 3.5 foi descrito como a poça de fusão pode fornecer uma fonte de hidrogênio que se difunda da fase austenítica para a ZTA. Quando a região próxima à solda se resfria a mobilidade do hidrogênio diminui e ele tende a permanecer onde puder causar fissuração (veja a Figura 3.8). O nível de hidrogênio é controlado por um tipo adequado de consumível de soldagem e pela garantia de que ele esteja seco. Eletrodos rutílicos depositam metal de solda com teor de hidrogênio maior que eletrodos básicos, que são os preferidos para a soldagem de aços de alta resistência e também para juntas com espessura superior a 25 mm. Quando se soldam aços altamente sensíveis ao hidrogênio difusível pode ser empregado um eletrodo inoxidável austenítico já que esse metal de solda não sofre transformação metalúrgica e resulta em um bom recipiente para o hidrogênio.

Para qualquer aço a dureza atingida na ZTA depende diretamente da taxa de resfriamento e quanto maior a taxa de resfriamento mais facilmente a estrutura pode trincar. Um importante fator influenciando a taxa de resfriamento é a massa de material sendo soldada: quanto maior a espessura da junta, maior a velocidade de resfriamento. O tipo de junta também afeta a taxa de resfriamento pelo número de caminhos ao longo dos quais o calor pode fluir. Numa junta de topo há dois caminhos. Por outro lado, numa junta em ângulo há três caminhos, de tal modo que um cordão de solda de mesmo tamanho nessa junta resfriase mais rapidamente (veja a Figura 3.9).

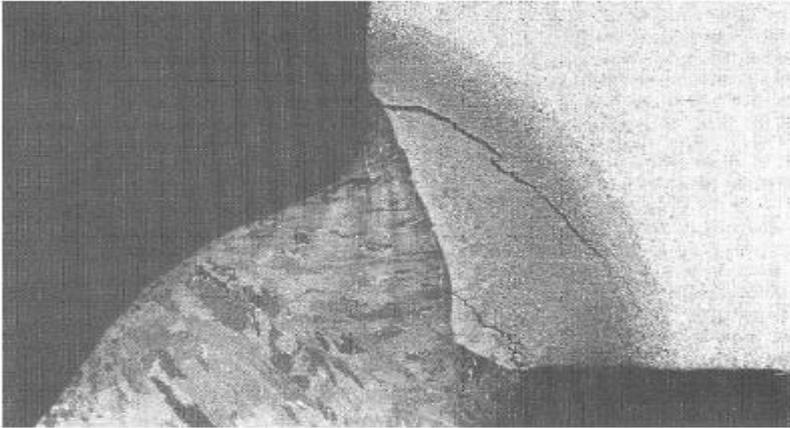


FIGURA 3.8 - Trincas por hidrogênio na zona termicamente afetada numa junta em ângulo feita com um eletrodo rutilico. (ESAB – 2004)

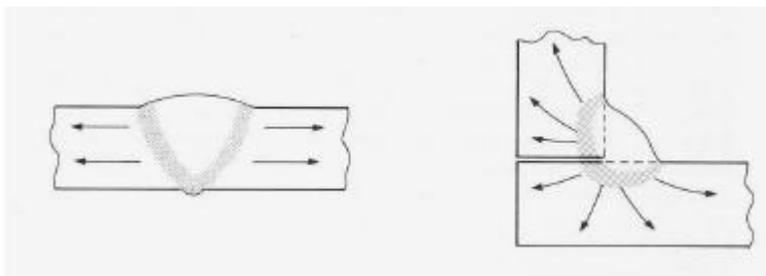


FIGURA 3.9 - Caminhos do fluxo de calor em juntas de topo e em ângulo. (ESAB – 2004)

O controle da microestrutura é alcançado principalmente de duas maneiras.

Primeiro, escolhendo um aço que tenha uma temperabilidade adequada. A temperabilidade de um aço é determinada por seu teor de carbono e de outros elementos de liga como manganês, cromo, molibdênio e vanádio, existindo várias equações para estimar o carbono equivalente a partir da composição química de um aço.

A Equação [5] é a mais utilizada para o carbono equivalente (C_{eq}).

Segundo, a microestrutura pode ser controlada reduzindo-se a taxa de resfriamento que, para qualquer tipo de junta, pode ser conseguido de duas maneiras:

- elevando o aporte térmico pelo aumento do tamanho do cordão de solda e/ou reduzindo a velocidade de soldagem. Em termos de soldagem ao arco elétrico, isso significa empregar eletrodos de diâmetro maior; ou

- empregando pré-aquecimento. A fissuração induzida por hidrogênio ocorre apenas a temperaturas em torno da temperatura ambiente, de modo que, se for realizado um pós-aquecimento (manutenção da temperatura após a soldagem) por um tempo dependente da espessura do aço, haverá a difusão do hidrogênio para fora da região da solda antes que a fissuração possa acontecer.

Um carbono equivalente menor que 0,40% indica que o aço apresenta boa soldabilidade, porém valores acima desse podem tornar necessárias algumas precauções adicionais com o pré-aquecimento ou com o aporte térmico. Como o pré-aquecimento é caro e difícil de ser empregado, pode ser evitado quando se aplicam eletrodos básicos em vez de rúflicos ou, em casos extremos, aplicando-se eletrodos austeníticos.

Tomando-se cuidado, a fissuração na ZTA pode ser evitada, mas é um defeito difícil de ser notado, particularmente em juntas em ângulo, onde pode aparecer na garganta da junta, que é uma área sujeita a concentração de tensões. Como uma alta taxa de resfriamento é um grande agente contribuinte para a fissuração por hidrogênio, pequenos cordões de solda como pontos de solda (ou mesmo aberturas involuntárias de arco) são sítios potenciais para a ocorrência desse fenômeno, devendo ser tratados com o mesmo cuidado que a solda principal ou definitiva.

3.6.1.2 Decoção lamelar

Esse defeito ocorre em chapas grossas como resultado de imperfeições no metal de base acentuadas pelas deformações de soldagem e projeto de junta inadequado. Chapas de aço são provavelmente afetadas devido as suas pobres propriedades ao longo da espessura provenientes de regiões finas de inclusões não metálicas dispostas em camadas paralelas à superfície. Essas são abertas pelas deformações de soldagem, formam trincas próximas à ZTA e se propagam na forma de degraus (veja a Figura 3.10). A condição é agravada pela presença de até mesmo pequenas quantidades de hidrogênio. Se existir a suspeita de que o aço possa ser suscetível à decoção lamelar, as juntas devem ser projetadas para evitar ao máximo a contração que ocorre na direção da espessura, isto é, evitando juntas cruciformes ou cordões espessos e empregando eletrodos básicos adequadamente ressecados. Almofadar para proteger áreas sensíveis é útil antes da solda definitiva ou durante a própria soldagem que seria, na realidade, uma sequência de passes controlada (veja a Figura 3.11). É melhor,

contudo, estimar o risco de decoesão lamelar antes que a solda comece e, se necessário, pedir a chapa de aço com propriedades apropriadas na direção da espessura.

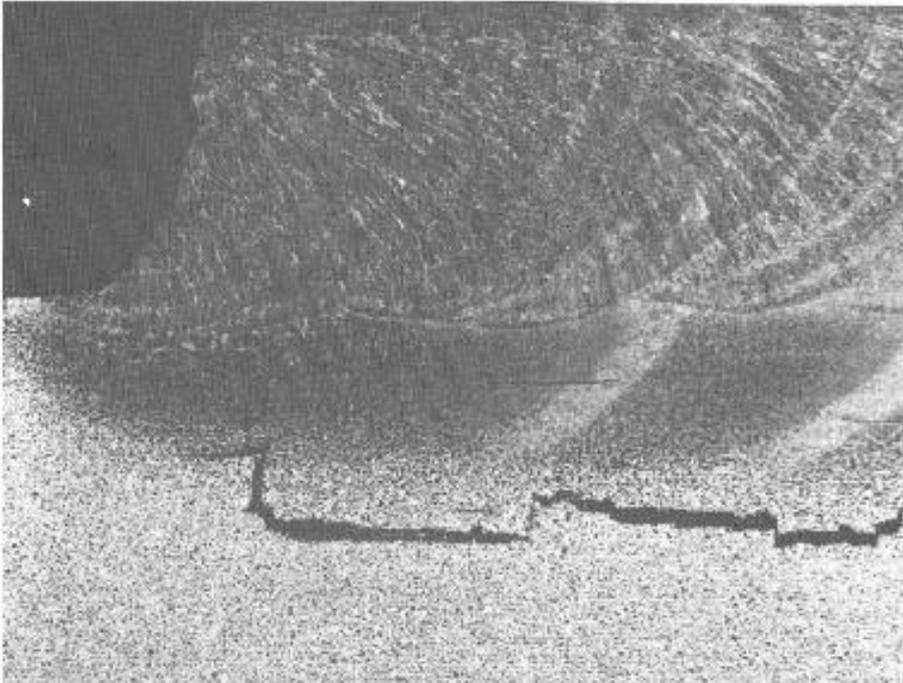


FIGURA 3.10 - Decoesão lamelar na ZTA de uma junta de topo multipasse. (ESAB – 2004)

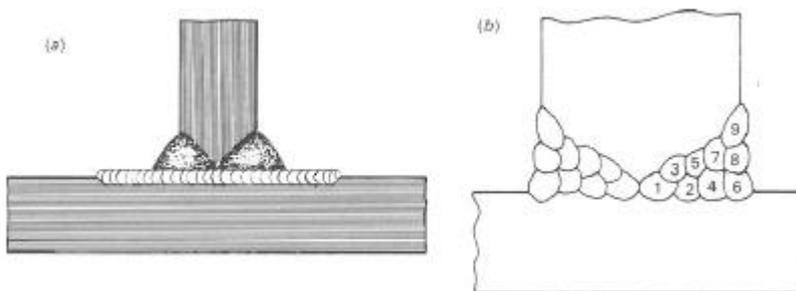


FIGURA 3.11 - Princípios de (a) almofadamento e (b) almofadamento durante a própria soldagem para reduzir o risco de decoesão lamelar. (ESAB – 2004)

3.6.1.3 Trincas de reaquecimento

Esse fenômeno pode acontecer em alguns aços de baixa liga nos contornos de grão, normalmente na região de granulação grosseira da ZTA, após a solda ter entrado em serviço a altas temperaturas ou ter sido tratada termicamente. As causas reais para esse fenômeno são complexas e não estão completamente entendidas, mas o mecanismo pode envolver endurecimento no interior dos grãos pelos formadores de carbonetos como cromo, molibdênio e vanádio, concentrando a deformação nos contornos de grão que, se contiverem impurezas como enxofre, fósforo, estanho, antimônio e arsênio, poderá haver colapso nessas regiões.

3.6.1.4 Fissuração por corrosão sob tensão

É uma forma de fissuração que pode ocorrer em muitos materiais e está usualmente associada à presença de um meio corrosivo como, por exemplo, sulfeto de hidrogênio (H_2S), podendo atacar a região endurecida da ZTA em tubulações de aço. Por isso é especificada muitas vezes uma dureza máxima. Precauções gerais contra a corrosão sob tensão incluem a seleção cuidadosa do metal de base e de um tratamento pós-soldagem adequado para reduzir as tensões e colocar a ZTA em sua condição microestrutural mais adequada.

3.6.1.5 Trincas de liquação

Outros possíveis defeitos na ZTA incluem trincas de liquação causadas pela fusão de constituintes de baixo ponto de fusão presentes nos contornos de grão, resultando em microtrincas que podem posteriormente formar sítios de propagação de trincas maiores.

4 RESISTÊNCIA DE SOLDAS

A utilização de solda possui várias vantagens e desvantagens. Segundo BELLEI - 2004, Dentre as vantagens pode-se citar:

- a economia de material, pois a soldagem permite o aproveitamento total do material, ou seja, área líquida igual a área bruta. Além disso, as estruturas soldadas permitem eliminar grande quantidade dos elementos de ligação (chapas e perfis auxiliares), em relação às estruturas parafusadas (em algumas estruturas, como pontes e treliças é possível economizar 15% ou mais de peso em aço);
- estruturas soldadas são mais “rígidas”, pois os elementos normalmente estão soldados diretamente um ao outro, diferentemente de conexões parafusadas, onde a união é feita através de chapas ou cantoneiras;
- conexões soldadas usam uma quantidade menor de peças, tendo como resultado um menor tempo de detalhe, fabricação e montagem.

Dentre as desvantagens de conexões soldadas pode-se citar:

- estruturas soldadas de grandes extensões sofrem uma redução no comprimento devido aos efeitos cumulativos de retração;
- necessidade da colocação de geradores quando a energia elétrica é insuficiente;
- conexões soldadas são mais susceptíveis a falhas por fadiga, em comparação com conexões parafusadas.

4.1 ÁREAS EFETIVAS DE CISALHAMENTO E OUTROS PARÂMETROS DOS CORDÕES DE SOLDA

Um parâmetro muito importante no estudo da resistência de soldas é a garganta efetiva, que é a parte da solda assumida para ser efetiva na transferência de tensão e pode ser considerada como uma mínima profundidade do plano de falha esperado.

Tanto para soldas de filete quanto para soldas em chanfro, além da garganta efetiva, existem outros importantes parâmetros que devem ser definidos. No caso de soldas de filete, Segundo a SIDERBRÁS - 1988, têm-se as seguintes definições (ver fig. 4.1):

- face de fusão - região da superfície original do metal base onde ocorreu a fusão do metal base e do metal da solda;
- raiz da solda - linha comum às duas faces de fusão;

- perna do filete b - menor dos lados, medidos nas faces de fusão, do maior triângulo inscrito dentro da seção transversal da solda (o filete de solda é especificado através da dimensão de sua perna);
- garganta efetiva a - é a mais curta distância entre a raiz da solda e a hipotenusa desse triângulo inscrito;
- comprimento efetivo da solda L - comprimento total da solda de dimensão uniforme, incluindo os retornos nas extremidades;
- área efetiva da solda A_w - área considerada como de resistência da solda, que é igual à garganta efetiva vezes o comprimento efetivo ($A_w = a.L$);
- área teórica da face de fusão A_{MB} - área considerada como de resistência do metal base junto à solda, que é igual à perna do filete vezes o comprimento efetivo ($A_{MB} = b.L$).

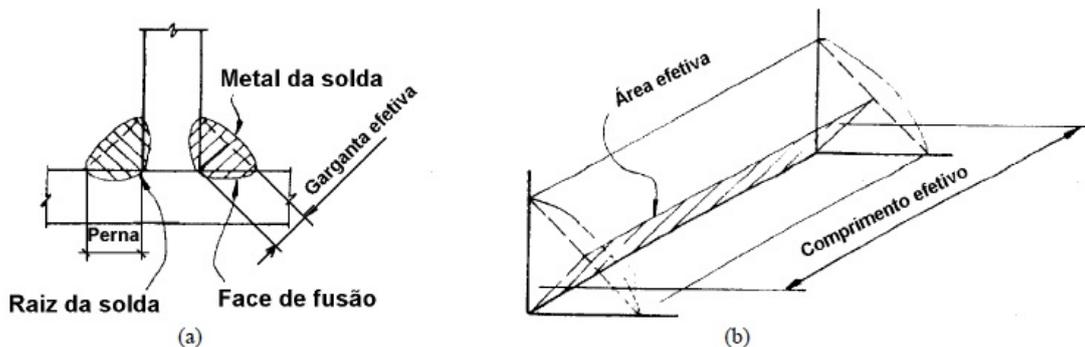


FIGURA 4.1 - Definições para filetes de solda. (SIDERBRÁS – 1988)

As pernas do filete são usualmente iguais, mas em algumas condições pernas desiguais são requeridas. Para o caso de filete de pernas iguais a dimensão da garganta efetiva é $0,707b$. A NBR 8800, considera que a maior penetração de soldas de filete executadas a arco submerso, justifica uma maior liberdade na definição da garganta efetiva. Nesta especificação a garganta efetiva para este tipo de solda é:

$$\begin{aligned}
 a &= b && \text{para } b \leq 9,5 \text{ mm} \\
 a &= 0,707b + 2,8 \text{ mm} && \text{para } b \geq 9,5 \text{ mm}
 \end{aligned}$$

O EUROCODE 3 especifica que a garganta efetiva, para uma solda de filete, não deverá ser inferior a 3 mm. Além disso, é especificado que quando a solda de filete é feita

pelo processo de soldagem a arco submerso, a garganta efetiva pode ser aumentada em 20% ou 2 mm, qualquer que seja o menor.

Para as soldas em chanfro, segundo a SIDERBRÁS - 1988, são feitas as seguintes definições e notações, exemplificadas na fig. 4.2, que são: ângulo do chanfro α ; profundidade do chanfro S ; nariz do chanfro f ; raio do chanfro r ; abertura da raiz R .

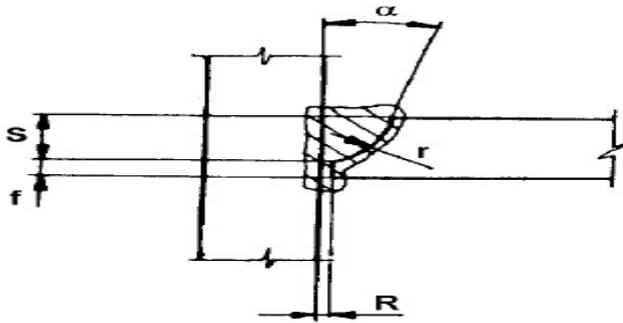


FIGURA 4.2 - Definições para soldas em chanfro. (SIDERBRÁS – 1988)

O comprimento efetivo L , que é o comprimento real da solda, no caso de solda em chanfro, deve coincidir com a largura da peça ligada, já a área efetiva A_w é o produto da garganta efetiva pelo comprimento efetivo ($A_w = a.L$).

A garganta efetiva para solda em chanfro de penetração total, é a menor espessura das chapas conectadas. Já a garganta efetiva para soldas em chanfro de penetração parcial dependem da forma da ligação, exemplificadas na fig. 4.3.

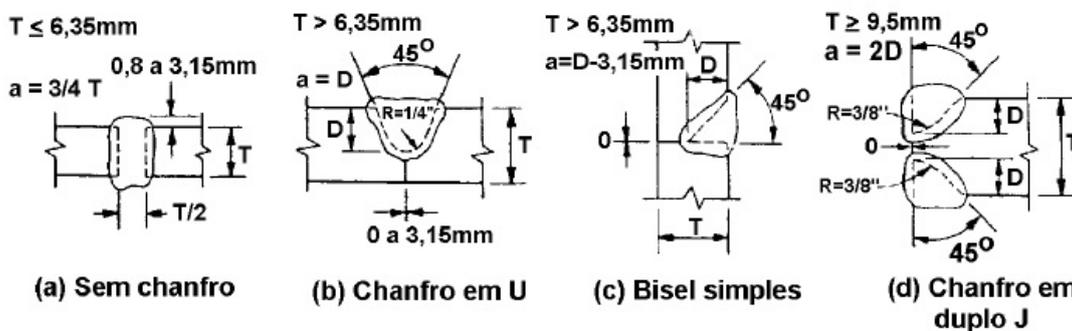


FIGURA 4.3 - Exemplos de gargantas efetivas a em soldas de penetração parcial executadas pelo processo SMAW. (GAYLORD – 1992)

Segundo a NBR 8800, a garganta efetiva para soldas em chanfro de penetração parcial é apresentada na tabela 4.1.

TABELA 4.1 – Garganta efetiva em soldas de chanfro em penetração parcial. (ABNT – 2008)

Processo de soldagem	Posição de soldagem	Tipo de chanfro	Garganta efetiva
SMAW SAW	Todas	Chanfro em J ou U	Profundidade do chanfro
GMAW FCAW		Chanfro em bisel ou chanfro em V, com ângulo de abertura $\geq 60^\circ$	
		Chanfro em bisel ou chanfro em V, com ângulo de abertura entre 45° e 60°	Profundidade do chanfro menos 3 mm

As normas do AISC estabelecem os mesmos critérios para avaliação da garganta efetiva.

Segundo o EUROCODE 3, em soldas de penetração parcial, para chanfro em U, V, J ou bisel, a garganta efetiva deve ser tomada como a profundidade nominal de preparação menos 2 mm, a menos que um valor maior seja justificado por ensaios.

O EUROCODE 3, menciona que a espessura da garganta efetiva de soldas em superfícies curvas (*flare groove welds*), como na fig. 4.4, deve ser determinada por meio da avaliação das soldas, para cada conjunto de condições de procedimento de soldagem.

A solda avaliada deve ser seccionada e medida, para estabelecer a técnica de soldagem que garantirá que a pretendida garganta efetiva seja alcançada na produção.

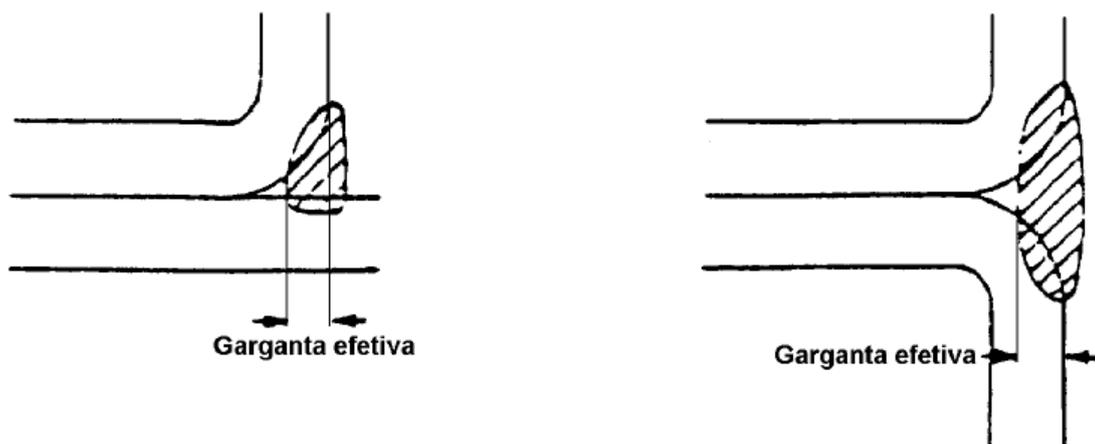


FIGURA 4.4 - Garganta efetiva para soldas em superfícies curvas (*flare groove welds*). (EUROCODE 3 – 1996)

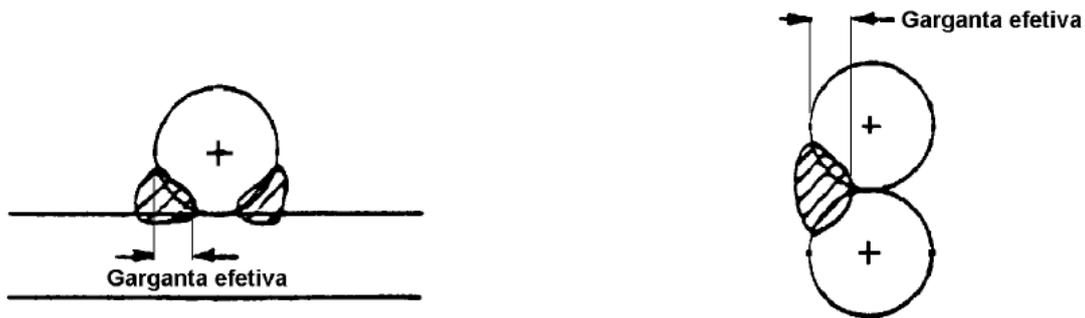


FIGURA 4.4 - Garganta efetiva para soldas em superfícies curvas (*flare groove welds*). (EUROCODE 3 – 1996)

De acordo com a NBR 8800, no que se refere a soldas de tampão em furo ou rasgo, a área efetiva de cisalhamento para essas soldas deve ser igual a área nominal da seção transversal do furo ou rasgo, no plano das superfícies em contato.

A NBR 8800 especifica, se forem utilizados em uma ligação dois ou mais tipos de solda, que a resistência de cálculo de cada um desses tipos deve ser determinada separadamente e referida ao eixo do grupo, para se determinar a resistência de cálculo da combinação. Todavia, isso não é aplicável se soldas de filete são superpostas a soldas em chanfro, utilizando-se nos cálculos somente a resistência das últimas.

De maneira diferente, no EUROCODE 3, a resistência de ligações em tê, consistindo de um par de soldas em chanfro de penetração parcial, reforçadas pela sobreposição de soldas de filete, pode ser determinada considerando uma solda em chanfro de penetração total, se a espessura total da garganta efetiva nominal, excluindo o espaço não soldado, não for inferior à espessura t da parte soldada, contanto que o espaço não soldado não seja maior que $t/5$ ou 3 mm, qualquer que seja o menor, como mostra a fig. 4.5a.

A resistência dessas ligações em tê, que não reunirem os requerimentos anteriores, deve ser determinada como uma “solda de filete de penetração profunda” (discutida posteriormente, de acordo com o EUROCODE 3), onde a garganta efetiva deve ser tomada como a espessura nominal menos 2 mm, como mostra a fig. 4.5b.

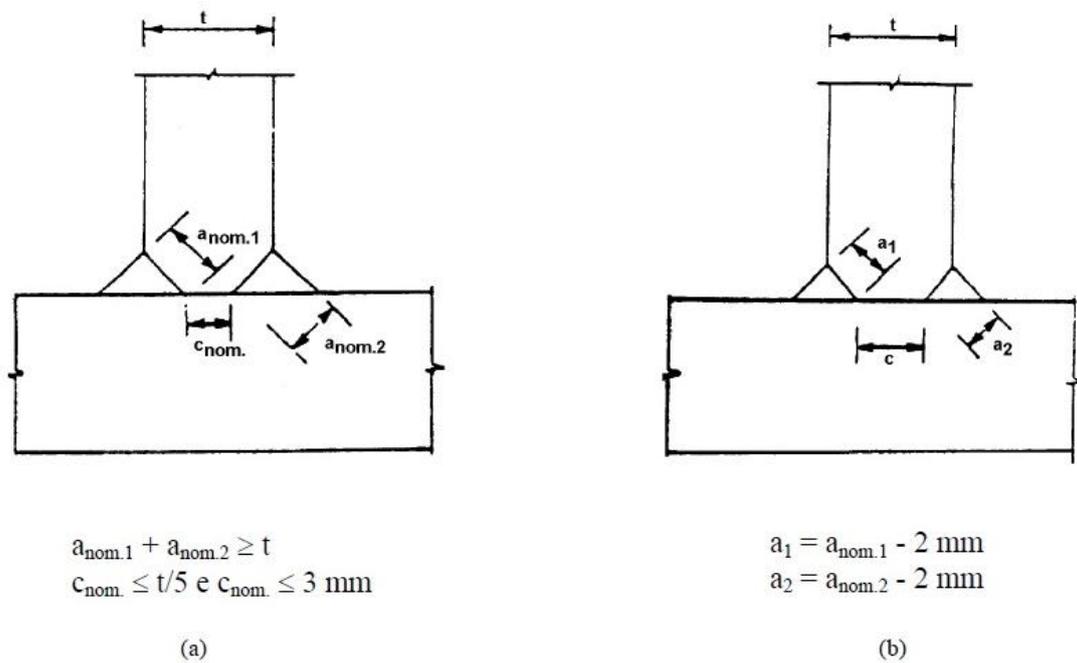


FIGURA 4.5 - Soldas em chanfro em juntas tê. (EUROCODE 3 – 1996)

4.2 DISPOSIÇÕES CONTRUTIVAS

Segundo SALMON & JOHNSON - 1990, uma chapa espessa permite dissipação de calor na direção vertical (ao longo da espessura) e horizontal (no próprio plano), já uma chapa fina fica limitada apenas à uma dissipação horizontal (fig. 4.6). Desta forma, na soldagem de chapas espessas, o calor é “absorvido” mais rapidamente pela região da soldagem, provocando uma rápida diminuição da temperatura nesta região. Desde que uma temperatura mínima é necessária para fundir o metal base, é necessário especificar uma dimensão mínima da solda, compatível com a máxima espessura das partes conectadas, e que seja suficiente para controlar a transferência de calor na chapa. Caso contrário, haverá um rápido resfriamento do metal da solda, o que poderá provocar redução na ductilidade e consequentemente o aparecimento de trincas.

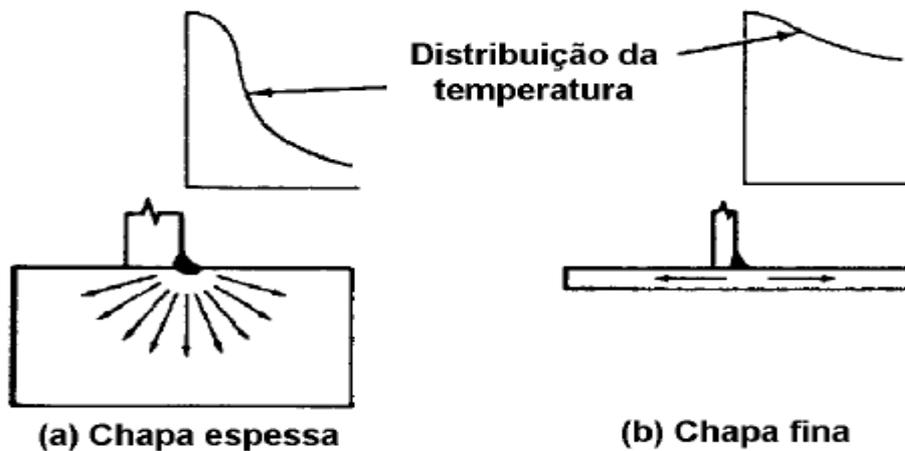


FIGURA 4.6 - Efeito da espessura na dissipação do calor. (SALMON – 1990)

Para assegurar a fusão e minimizar a distorção, a NBR 8800 fornece uma dimensão mínima de solda, baseada na maior espessura das chapas presentes na ligação. Esses requerimentos para soldas de filetes, baseados na dimensão da perna do filete e para soldas em chanfro de penetração parcial, baseados na garganta efetiva, são fornecidos nas tabelas 4.2 e 4.3.

TABELA 4.2 - Dimensão mínima de uma solda de filete. (ABNT – 2008)

Maior espessura do metal base na junta (mm)	Dimensão nominal mínima da solda de filete ^{(a) (b)} (mm)
≤ 6,35	3
Acima de 6,35 até 12,5	5
Acima de 12,5 até 19	6
> 19	8

(a) Executadas somente com um passe;

(b) A dimensão da solda deve ser estabelecida em função da parte mais espessa, exceto que tal dimensão não necessita ultrapassar a espessura da parte menos espessa, desde que seja obtida a resistência de cálculo necessária. Para essa exceção e para se obter uma solda de boa qualidade, devem ser tomados cuidados especiais, usando-se pré-aquecimento.

Maior espessura do metal base na junta (mm) ¹	Espessura mínima da garganta efetiva ^(a) (mm)
≤ 6,35	3
Acima de 6,35 até 12,5	5
Acima de 12,5 até 19	6
Acima de 19 até 37,5	8
Acima de 37,5 até 57	10
Acima de 57 até 152	13
> 152	16

(a) A dimensão da solda deve ser estabelecida em função da parte mais espessa, exceto que tal dimensão não necessita ultrapassar a espessura da parte menos espessa, desde que seja obtida a resistência de cálculo necessária. Para essa exceção e para se obter uma solda de boa qualidade, devem ser tomados cuidados especiais, usando-se pré-aquecimento.

TABELA 4.3 - Espessura mínima da garganta efetiva de uma solda em chanfro de penetração parcial. (ABNT – 2008)

Na tabela 4.2, a razão da limitação do filete de solda em 8 mm é porque ele é o maior filete que pode ser depositado, em um único passe, pelo processo SMAW.

A máxima dimensão nominal de soldas de filete, ao longo dos cantos das partes presentes na ligação é limitada pela NBR 8800, de maneira a prevenir a fusão do metal base no local onde o filete encontra o canto da chapa, se o filete for feito na espessura total desta chapa. Essa máxima dimensão nominal pode ser vista na fig. 4.7. A fig. 4.7c mostra o motivo dessa limitação, segundo o AISC/LRFD.

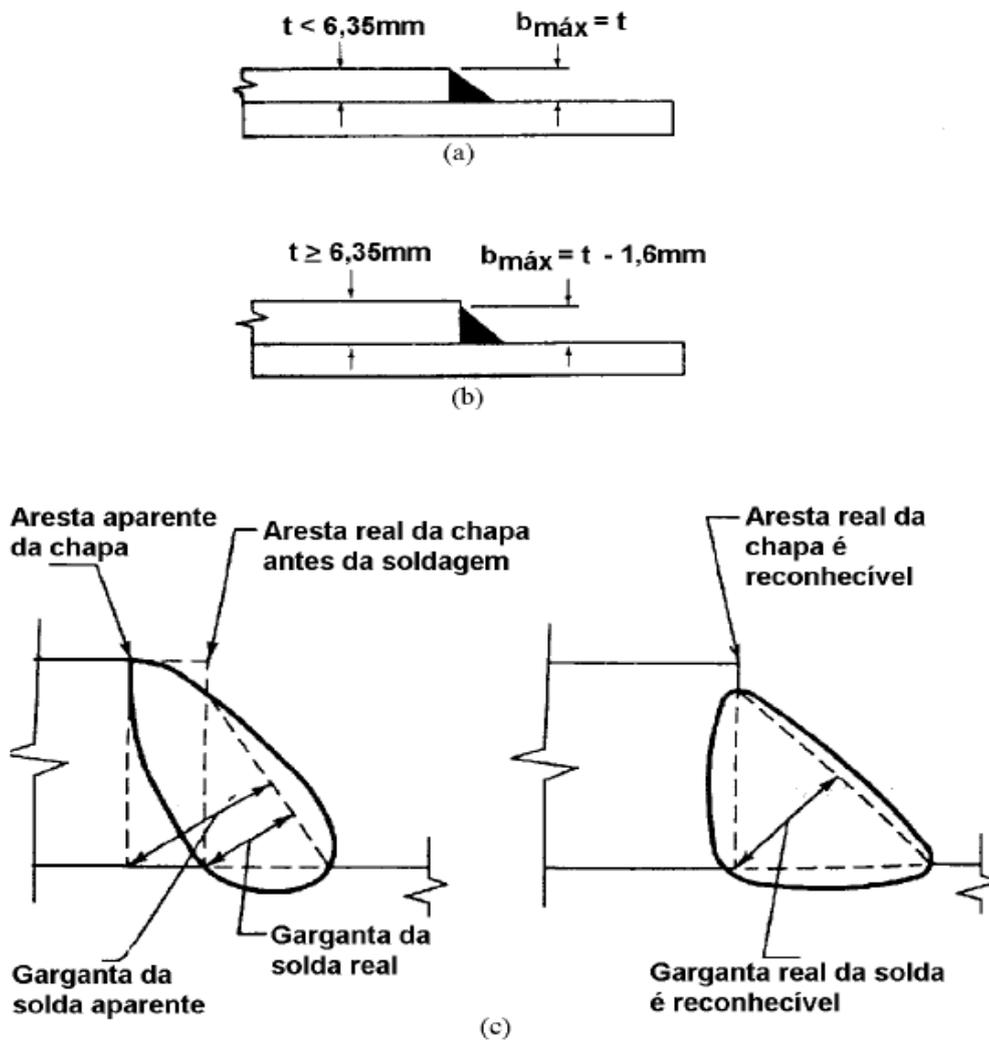


FIGURA 4.7 - (a), (b) Dimensão máxima do filete de solda; (c) motivo da limitação. (AISC ASD – 1989)

A condição estabelecida na fig. 4.7b não vale, se nos desenhos essa solda for indicada como reforçada durante a execução, de modo a obter a espessura total desejada.

As soldas de filete são propensas à defeitos nas extremidades inicial e final, onde é comum a ocorrência de descontinuidades durante o resfriamento e contração da poça de solda, acarretando uma leve forma cônica ao filete nestas regiões. Diante disto, algumas normas definem o comprimento efetivo do filete como sendo menor que o comprimento real, descontando assim uma parte referente às extremidades do cordão de solda. Para filetes contínuos esta diferença não é muito significativa, entretanto pode ser significativa para os filetes intermitentes.

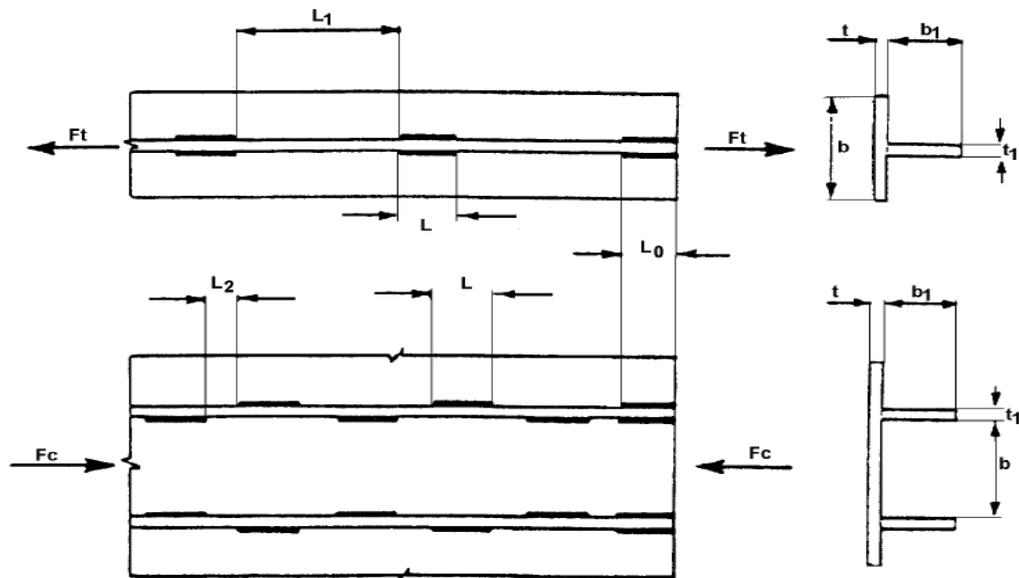
Segundo a NBR 8800, o comprimento mínimo efetivo de um filete de solda, não pode ser inferior a 4 vezes sua dimensão nominal ou, então, essa dimensão nominal da solda deve ser considerada para não exceder $1/4$ de seu comprimento efetivo. Adicionalmente, o comprimento efetivo de uma solda de filete não pode ser inferior a 40 mm.

O AISC/LRFD especifica que o máximo comprimento efetivo de um filete de solda, solicitado por forças paralelas à solda, tal como juntas sobrepostas, não deverá exceder 70 vezes o comprimento da perna do filete, ou seja, sua dimensão nominal. Com isso, uma distribuição uniforme de tensões pode ser assumida ao longo desse comprimento efetivo.

Segundo a NBR 8800, soldas de filete intermitentes podem ser usadas, quando a resistência de cálculo exigida for inferior à uma solda contínua da menor dimensão nominal permitida ou para ligar elementos de barras compostas (ver fig. 4.8). O comprimento efetivo para esse tipo de solda, não pode ser inferior a 4 vezes a dimensão nominal da solda, nem menor que 40 mm. O uso dessas soldas requerem cuidados especiais no que se refere a flambagens locais e corrosão.

O EUROCODE 3, especifica que o espaçamento entre soldas de filete intermitentes, não pode ser maior que o menor valor entre: 200 mm; 12 vezes a espessura da parte mais fina quando as partes conectadas estão em compressão; 16 vezes a espessura da parte mais fina quando as partes conectadas estão em tração; e $1/4$ da distância entre enrijecedores, quando essas soldas são utilizadas para conectar enrijecedores à uma chapa ou outra parte sujeita a compressão ou cisalhamento.

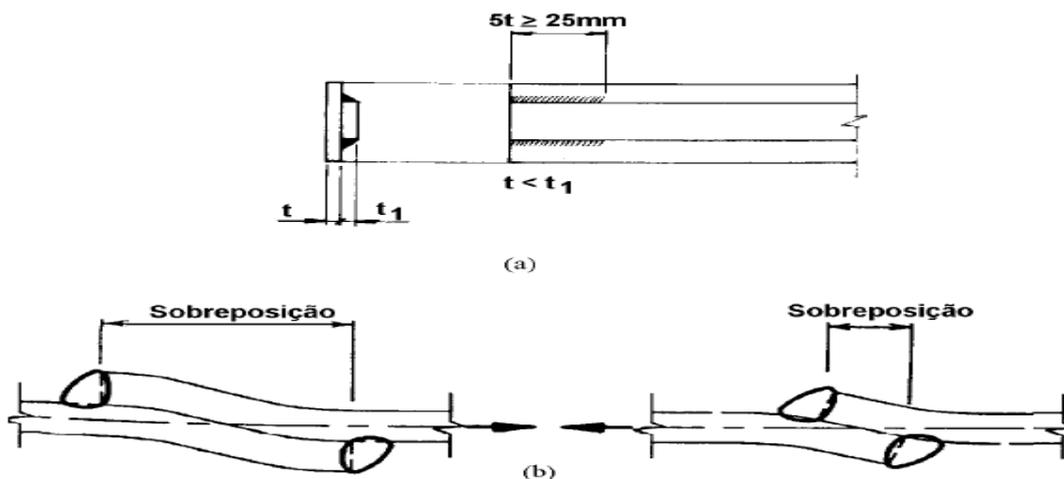
Na fabricação de um perfil, no qual as chapas são conectadas por meio de soldas de filete intermitentes, um filete contínuo de solda deve ser colocado em cada extremidade da chapa, em um comprimento igual a pelo menos $3/4$ da largura da mais estreita chapa presente.



$L \geq 4$ vezes a dimensão nominal ou 40 mm
 $L_0 \geq 0,75 b$ ou $0,75 b_1$ - qualquer que seja menor
 $L_1 \geq 16 t$ ou $16 t_1$ ou 200 mm - qualquer que seja menor
 $L_2 \geq 12 t$ ou $12 t_1$ ou $0,25 b$ ou 200 mm - qualquer que seja menor

FIGURA 4.8 - Soldas de filete intermitentes. (EUROCODE 3 – 1996)

Em ligações por sobreposição, como na fig. 4.9a, a NBR 8800 especifica que o cobrimento mínimo deve ser igual a 5 vezes a espessura da parte ligada menos espessa e não inferior a 25 mm. Esta especificação é para garantir que a rotação resultante na ligação, quando tracionada, não seja excessiva, como na fig. 4.9b.



$L \geq 4$ vezes a dimensão nominal ou 40 mm
 $L_0 \geq 0,75 b$ ou $0,75 b_1$ - qualquer que seja menor
 $L_1 \geq 16 t$ ou $16 t_1$ ou 200 mm - qualquer que seja menor
 $L_2 \geq 12 t$ ou $12 t_1$ ou $0,25 b$ ou 200 mm - qualquer que seja menor

FIGURA 4.9 - (a) Ligações de filete por sobreposição; (b) rotação excessiva em ligações por sobreposição. (BELLEI – 2004)

Outra recomendação feita pela NBR 8800 é o uso de retornos finais, como na fig. 4.10, sempre que possível, retornando continuamente ao redor dos cantos em uma distância mínima de 2 vezes a dimensão nominal da solda.

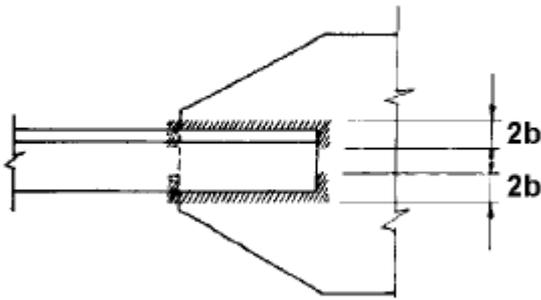


FIGURA 4.10 - Retornos de soldas de filete. (BELLEI – 2004)

Segundo o AISC/LRFD, os retornos extremos não são essenciais nas conexões com soldas de filete, tendo um desprezível efeito na sua resistência. Seu uso tem sido especificado para garantir que a dimensão da solda seja mantida acima do seu comprimento, aumentando a resistência à fadiga em conexões de extremidade flexíveis solicitadas ciclicamente e aumentando a capacidade de deformações plásticas para tais conexões.

Há numerosas conexões soldadas onde não são possíveis executar retornos extremos. Entretanto, essas ligações não requerem tais retornos extremos quando a dimensão da solda é adequada e fadiga não é uma consideração de projeto.

Segundo a NBR 8800, pode-se usar soldas de filete, com ângulo entre as faces de fusão entre 60° e 120° . Contudo, para outros ângulos a solda é considerada inadequada para a transmissão de esforços, conseqüentemente, ela não pode ser considerada como uma solda estrutural. O EUROCODE 3, permite o uso de soldas de filete com ângulos menores que 60° , todavia em tais casos a solda deve ser considerada como uma solda em chanfro de penetração parcial.

Segundo a NBR 8800, para soldas de tampão em furos, o diâmetro dos furos não pode ser inferior à espessura da parte que os contém acrescida de 8 mm, nem maior que 2,25 vezes a espessura da solda. Já a distância de centro a centro desses furos deve ser igual ou superior a 4 vezes o diâmetro do furo, como mostra a fig. 4.11.

Para o caso de soldas de tampão em rasgo, o comprimento do rasgo não pode ser maior que 10 vezes a espessura da solda. Já a largura dos rasgos não pode ser inferior à espessura da parte que os contém acrescida de 8 mm, nem maior que 2,25 vezes a espessura da solda. O espaçamento entre as linhas de centro dos rasgos, medido na direção transversal ao rasgo, deve ser igual ou superior a 4 vezes a largura desse rasgo. Já a distância de centro a centro dos rasgos, localizados na mesma linha longitudinal ao comprimento dos mesmos, deve ser igual ou superior a 2 vezes o comprimento dos rasgos. Essas limitações também são ilustradas na fig. 4.11.

As extremidades desses rasgos devem possuir forma semicircular, ou apresentar cantos arredondados de raio não inferior à espessura da parte que os contém, exceto para extremidades que se estendem até a borda do elemento.

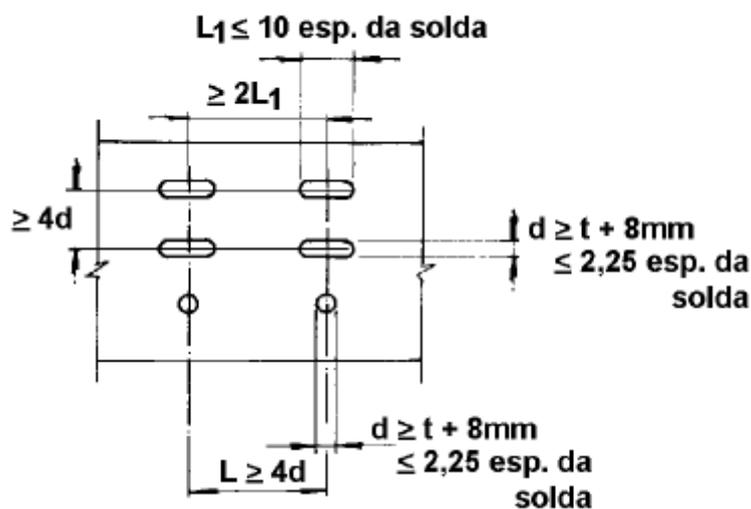


FIGURA 4.11 - Limitações para furos e rasgos em soldas de tampão. (BELLEI – 2004)

A espessura de soldas de tampão situadas em material de espessura igual ou inferior a 16 mm, deve ser igual a espessura desse material, caso contrário, a espessura da solda deve ser no mínimo igual à metade da espessura do mesmo material, mas não inferior a 16 mm.

A NBR 8800 também especifica que soldas de filete em furos ou rasgos podem ser usadas, como na fig. 4.12, para transmitir forças paralelas à superfície de contato, prevenir separação ou flambagem das partes ou para ligar componentes de barras de seção compostas. Lembrando que essas soldas não podem ser consideradas como soldas de tampão.

O EUROCODE 3, especifica que o diâmetro do furo circular ou a largura do rasgo para esse tipo de solda não deve ser menor que 4 vezes a espessura da parte que o contém.



FIGURA 4.12 - Exemplo de solda de filete em furo ou rasgo. (EUROCODE 3 – 1996)

O EUROCODE 3, considera que a resistência de cálculo para esse tipo de solda deve ser avaliada da mesma maneira que uma solda de filete.

4.3 CONSIDERAÇÕES ESPECIAIS A RESPEITO DE SOLDAS DE FILETE

Segundo GAYLORD et al. - 1992, qualquer descontinuidade abrupta ou mudança na seção do perfil, tal como um chanfro ou um canto reentrante agudo, interrompe a transmissão de tensões ao longo de linhas planas. Estas concentrações não são críticas para ações estáticas ou para casos onde somente algumas poucas mil repetições de tensões máximas são prováveis para ocorrer. Todavia, elas são significativas onde fadiga é uma consideração de projeto. A fig. 4.13a mostra uma junta em que a solda é alongada na direção da força, para produzir uma transferência de tensão mais uniforme, do que aquela mostrada por uma solda convencional, como na fig. 4.13b.

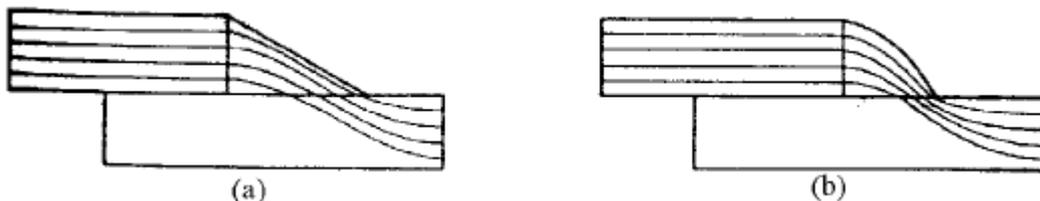


FIGURA 4.13 - (a) Solda alongada na direção da força; (b) solda convencional. (GAYLORD – 1992)

Segundo OWENS & CHEAL - 1989, ligações soldadas em apenas um lado, como na fig. 4.14a, sujeitas à tração, devem ser evitadas. Não é possível qualquer distribuição uniforme de tensão na garganta do filete de solda, para soldas não simétricas, que possa estar

em equilíbrio com a força aplicada. A excentricidade entre a linha de ação da força e o centróide da garganta inevitavelmente cria um momento na garganta efetiva da solda. Esta excentricidade pode ser evitada (ou amenizada) através de um arranjo simétrico dos filetes (fig. 4.14b).

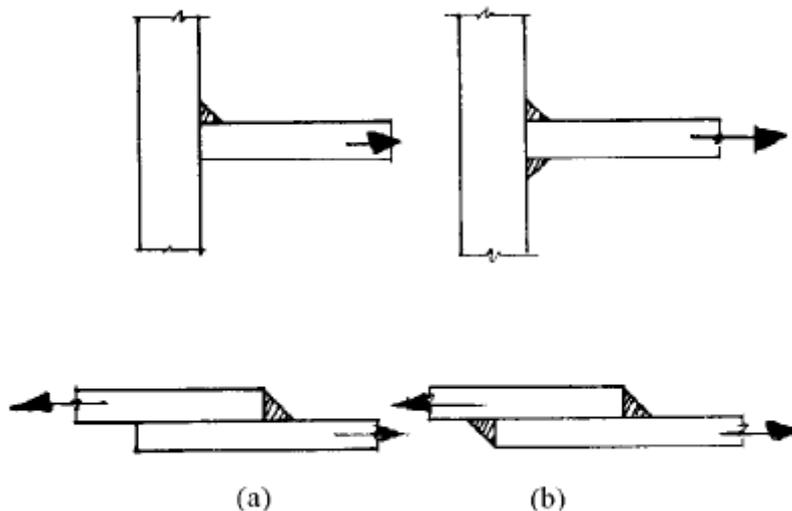


FIGURA 4.14 - (a) Soldas insatisfatórias para conexões tracionadas; (b) soldas satisfatórias para conexões tracionadas. (OWENS – 1989)

Segundo OWENS & CHEAL - 1989, para a maioria dos casos práticos, é possível desprezar a influência da concentração de tensão nas partes conectadas, para a avaliação da resistência da conexão. Um caso interessante de se apresentar é o de soldas de filete laterais curtas, amplamente espaçadas (fig. 4.15). A deformação por cisalhamento que ocorre na chapa conectada, causa concentração de tensões transversais nas extremidades do filete de solda, as quais serão associadas às tensões longitudinais (ver fig. 4.15a).

Alguns modos de falha prováveis são mostrados na fig. 4.15b, sendo que em alguns casos pode haver uma significativa perda de eficiência estrutural da conexão (fig. 4.15c). A maioria das normas, incluindo a NBR 8800, prescreve que o espaçamento entre filetes laterais deve ser menor que o comprimento do filete.

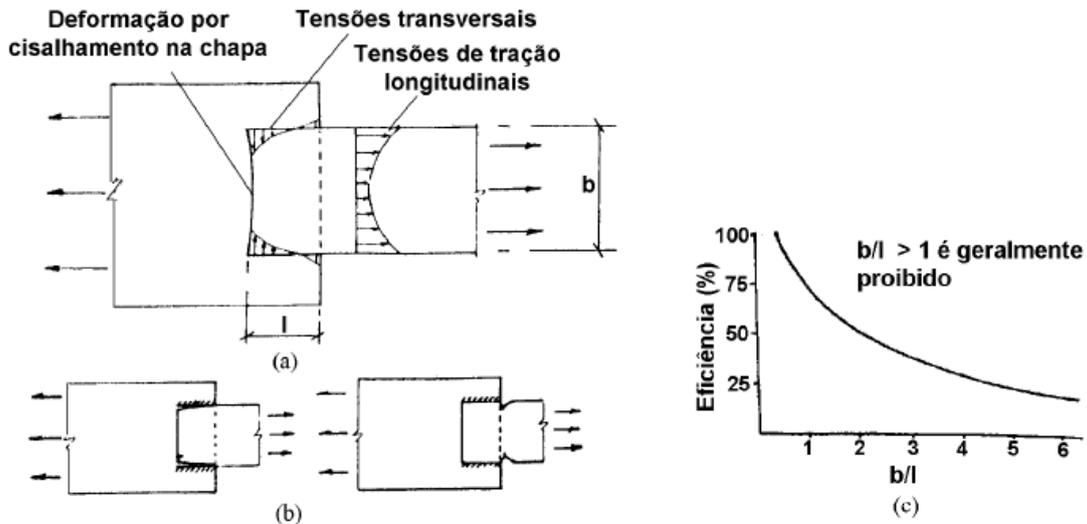


FIGURA 4.15 - Condução de soldas com filetes laterais curtos, amplamente espaçados. (a) distribuição de tensões; (b) modos de falha (c) perda de eficiência. (OWENS – 1989)

A NBR 8800 especifica também que o espaçamento transversal de soldas de filete longitudinais usadas em ligações de extremidade, não pode ultrapassar 200 mm, a não ser que no projeto sejam tomadas precauções para se evitar flexão transversal excessiva na ligação.

Soldas longas constituem outra situação onde a deformação das partes conectadas influenciam consideravelmente a distribuição das forças, causando uma significativa distribuição não uniforme de tensões e conseqüentemente influenciando a resistência da solda.

Este efeito é de limitada importância prática devido à boa ductilidade dos filetes de solda em cisalhamento, a qual permite uma uniformização das tensões antes que ocorra a ruptura da solda. De acordo com algumas normas, este efeito torna-se significativo para soldas acima de 1,5 m de comprimento e, nestes casos, são previstas reduções na capacidade das respectivas soldas.

De acordo com o EUROCODE 3, em ligações de sobreposição longas, a resistência de cálculo de um filete de solda deve ser reduzida pela multiplicação de um fator de redução β_{Lw} para levar em consideração efeitos de distribuição não uniforme de tensões ao longo do comprimento.

Para filetes em ligações de sobreposição maiores que 150 vezes a garganta efetiva, o fator de redução deverá ser:

$$\beta_{Lw.1} = 1,2 - 0,2 L_1 / (150 a) \quad \text{mas} \quad \beta_{Lw.1} \leq 1,0 \quad (4.3.1)$$

onde: L_1 = comprimento total de sobreposição na direção da transferência da força
 a = garganta efetiva

Para filetes de solda maiores que 1,7 m, conectando enrijecedores transversais em chapas de perfis, o fator de redução deverá ser:

$$\beta_{Lw.2} = 1,1 - L_w / 17 \quad \text{mas} \quad \beta_{Lw.2} \leq 1,0 \text{ e } \beta_{Lw.2} \geq 0,6$$

(4.3.2)

onde: L_w = comprimento da solda em metros

Segundo o EUROCODE 3, quando a distribuição de tensões ao longo de uma solda é significativamente influenciada pelo enrijecimento dos perfis ou partes conectadas, a não uniformidade de distribuição de tensões pode ser desprezada, desde que a resistência de cálculo seja correspondentemente reduzida.

O comprimento efetivo de ligações soldadas, projetadas para transferir forças transversais em uma mesa não enrijecida, de seção I, H ou seção caixão, deverá ser reduzido. Em uma ligação te com uma chapa, como na fig. 4.16, na redução do comprimento efetivo, deve ser considerado, na avaliação, o metal base e a solda.

Com isso, para uma seção “I” ou “H” o comprimento efetivo b_{eH} deverá ser obtido por:

$$b_{eH} = t_w + 2 r + 7 t_f \quad \text{mas} \quad b_{eH} \leq t_w + 2 r + 7 (t_f / t_p) (f_y / f_{yp})$$

(4.3.3)

onde: f_y = limite de escoamento do aço do perfil

f_{yp} = limite de escoamento do aço da chapa

t_w, t_f, t_p, r = conforme fig. 4.16

Se b_{eH} for menor que 0,7 vezes a largura total, a ligação deverá ser enrijecida.

Para uma seção caixão a largura efetiva deverá ser obtida por:

$$b_{eH} = 2 t_w + 5 t_f \quad \text{mas} \quad b_{eH} \leq 2 t_w + 5 (t_f / t_p) (f_y / f_{yp})$$

(4.3.4)

As soldas conectando a chapa à mesa devem ter uma resistência de cálculo por unidade de comprimento, não inferior à resistência de cálculo por unidade de largura da chapa.

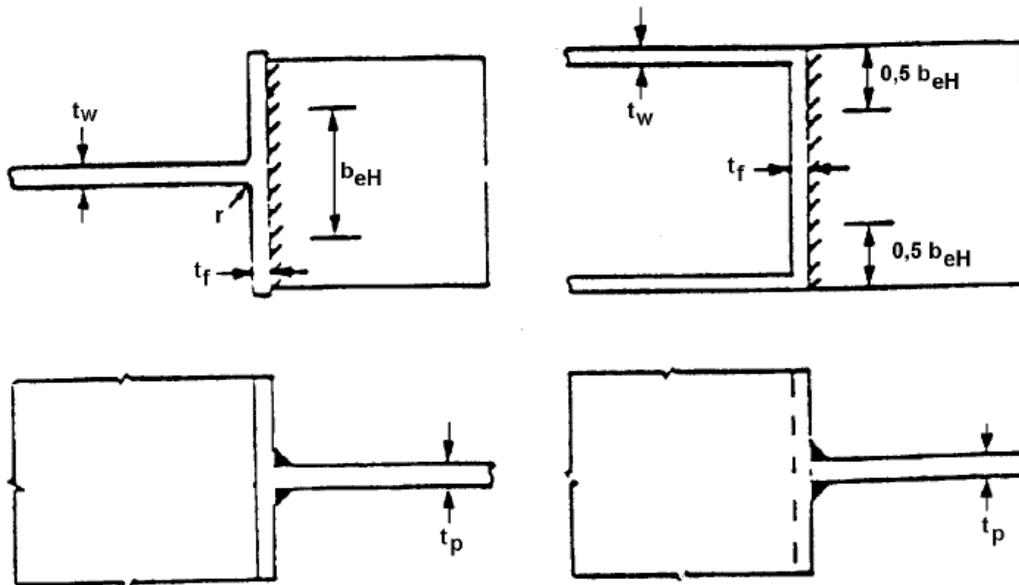


FIGURA 4.16 - Largura efetiva de uma ligação tê não enrijecida. (EUROCODE 3 – 1996)

4.4 RESISTÊNCIA DE SOLDAS DE FILETE

O comportamento estrutural de soldas de filete varia de acordo com a direção da força em relação ao eixo da solda. Quando $\theta = 90^\circ$ o eixo da solda é normal à força, e a solda desenvolve sua mais elevada resistência. Segundo OWENS & CHEAL - 1989, neste caso a tensão média na garganta efetiva, na ruptura, é aproximadamente igual à resistência à tração do metal de solda, todavia a ductilidade é muito limitada, com máxima capacidade de deformação $\Delta i/b$ antes da falha de aproximadamente 0,06. No outro extremo, quando $\theta = 0^\circ$, o eixo da solda é paralelo à força, e a resistência ao cisalhamento da solda é limitada para pouco mais que metade da resistência à tração do metal de solda. Todavia, esse filete apresenta consideravelmente maior ductilidade, onde a máxima capacidade de deformação antes da falha é maior que 0,15. Direções intermediárias mostram valores intermediários para resistência e ductilidade. Devido a esta ductilidade, as soldas solicitadas tanto paralelamente quanto perpendicularmente ao seu eixo são assumidas, para propósito de projeto, para resistirem igualmente em qualquer lugar ao longo de seu comprimento.

Para soldas de filete, a NBR 8800, apresenta a resistência de cálculo com base em duas situações relativas ao tipo de solicitação e orientação: tração ou compressão paralelas ao eixo da solda ou cisalhamento na seção efetiva. No primeiro caso, a resistência de cálculo da

solda é admitida como sendo a mesma do metal base, ou seja, a solda de filete não precisa ser verificada desde que seja usado metal de solda compatível com o metal base. No segundo caso, a solicitação de cálculo é associada ao cisalhamento resultante da soma vetorial de todas as forças de cálculo, produzindo tensões normais ou de cisalhamento na superfície de contato das partes ligadas, a qual deve ser comparada à resistência de cálculo ao cisalhamento ϕR_n da solda. Com base nos estados limites aplicáveis tem-se:

Para ruptura da solda na seção efetiva:

$$\phi R_n = \phi A_w 0,60 f_w$$

(4.4.1)

onde: A_w = área efetiva da solda

f_w = resistência mínima à tração do metal da solda (para metal de solda E60XX, F6X-EXXX e E6XT-X, $f_w = 415$ MPa e para E70XX, F7X-EXXX, ER70S-X e E7XT-X, $f_w = 485$ MPa)

$$\phi = 0,75$$

Para escoamento do metal base na face de fusão:

$$\phi R_n = \phi A_{MB} 0,60 f_y$$

(4.4.2)

onde: A_{MB} = área teórica da face de fusão que é o produto da menor perna do filete pelo comprimento da solda

f_y = limite de escoamento do metal base de menor f_y na junta

$$\phi = 0,9$$

Nas expressões anteriores como se trata de cisalhamento, o valor 0,6 é proveniente do critério de Von Mises aplicado ao caso de cisalhamento puro.

De acordo com o AISC/LRFD, a resistência de cálculo de soldas de filete sujeitas a cisalhamento na seção efetiva é baseada em dois estados limites últimos que são: a ruptura da solda na seção efetiva, que não deve ser maior que a ruptura do metal base na face de fusão. Nesse caso, metal de solda com resistência igual ou inferior ao metal de solda compatível pode ser usado. Deste modo, a resistência de cálculo ϕR_{nw} (equivalente a ϕR_n , da NBR 8800) de soldas de filete por unidade de comprimento é dada por:

Para ruptura da solda na seção efetiva, por tensões de cisalhamento:

$$\phi R_{nw} = \phi t_e 0,60 F_{EXX}$$

$$(4.4.3)$$

onde: t_e = dimensão da garganta efetiva (correspondente ao parâmetro a definido no item 4.1)

F_{EXX} = resistência à tração do metal da solda (correspondente a f_w , da NBR8800)

$$\phi = 0,75$$

Para ruptura do metal base na face de fusão, por tensões de cisalhamento:

$$\phi R_{nw} = \phi t 0,60 F_u$$

$$(4.4.4)$$

onde: t = espessura do metal base ao longo do qual a solda é executada, ou seja, a perna do filete

F_u = resistência à tração do metal base

$$\phi = 0,75$$

Deve-se notar que o AISC/LRFD, diferentemente da NBR 8800, não leva em consideração o estado limite último referente ao escoamento do metal base na face de fusão, mas sim sua ruptura por cisalhamento.

De maneira similar à NBR 8800, o AISC/LRFD também considera tração ou compressão paralelas ao eixo da solda, onde a resistência de cálculo é a mesma do metal base, indicando que essa resistência por unidade de comprimento deve ser tomada como:

Para escoamento do metal base na face de fusão, por tensões normais:

$$\phi R_{nw} = \phi t F_y$$

$$(4.4.5)$$

onde: F_y = limite de escoamento do metal base (correspondente a f_y , da NBR 8800)

$$\phi = 0,9$$

Como já mencionado, para filetes de solda cuja direção em relação à força aplicada difere de $\theta = 0^\circ$, ou seja, filetes não longitudinais, é permitido modificar a expressão 4.4.3 de maneira a considerar o aumento de resistência da referida solda em função da direção θ . Esta expressão modificada é apresentada no apêndice J2.4 do AISC/LRFD e transcrita a seguir:

$$\phi R_{nw} = \phi t_e 0,60 F_{EXX} (1,0 + 0,50 \text{sen}^{1,5} \theta)$$

$$(4.4.6)$$

onde: $\phi = 0,75$

θ = direção do filete em relação à força aplicada, em graus

Nota-se que para $\theta = 90^\circ$ (filete transversal) a resistência é 50% maior que a do filete longitudinal ($\theta = 0^\circ$).

O EUROCODE 3 especifica que as tensões residuais e tensões não participantes na transferência de forças, não precisam ser incluídas na verificação da resistência de uma solda. Isto se aplica especificamente à tensões normais paralelas ao eixo da solda $\sigma //$.

Segundo o EUROCODE 3, nas ligações onde rótulas plásticas podem ser formadas, as soldas devem ser projetadas para fornecer ao menos a mesma resistência de cálculo que a mais fraca parte conectada. Em outras ligações, onde a capacidade de deformação para a rotação da ligação é requerida, devido a possibilidade de excessivo deslocamento, as soldas requerem suficiente resistência, para não romperem antes do escoamento do metal base adjacente. Em geral, isto será satisfeito se a resistência de cálculo da solda não for inferior que 80% da resistência de cálculo da mais fraca parte conectada.

De acordo com o EUROCODE 3, a resistência de uma solda de filete pode ser considerada adequada, se em todos os pontos de seu comprimento a resultante de todas as forças por unidade de comprimento, transmitida através da solda, não exceder a resistência de cálculo $F_{w,Rd}$ (similar a ϕR_n , na NBR 8800).

Com isso, independentemente da orientação da solda, a resistência de cálculo por unidade de comprimento, deve ser determinada por:

$$F_{w,Rd} = f_{vw,d} a \quad (4.4.7)$$

onde: $f_{vw,d}$ = resistência de cálculo ao cisalhamento
 a = garganta efetiva

A resistência de cálculo ao cisalhamento da solda deve ser determinada por:

$$f_{vw,d} = \frac{f_v / \sqrt{3}}{\beta_w \gamma_{mw}} \quad (4.4.8)$$

onde: f_u = resistência à tração última nominal da parte conectada mais fraca

$\gamma_{Mw} = 1,25$ (fator de segurança parcial)

β_w = fator de correlação apropriado (deve ser tomado através da tabela 4.4)

TABELA 4.4 - Valores para o fator de correlação. (EUROCODE 3 – 1996) [3]

Grau do aço	Resistência última à tração f_u	Fator de correlação β_w
EN 10025		
F_e 360	360 MPa	0,8
F_e 430	430 MPa	0,85
F_e 510	510 MPa	0,9
prEN 10113		
F_e E 275	390 MPa	0,8
F_e E 355	490 MPa	0,9

Valores intermediários de f_u e β_w podem ser determinados por interpolação linear.

O EUROCODE 3 fornece um outro método alternativo para o cálculo da resistência de soldas de filete. Neste método, as forças transmitidas por unidade de comprimento da solda, são resolvidas dentro de componentes paralelas e transversais ao eixo longitudinal da solda e normais e transversais ao plano da garganta efetiva. Com isso, uma distribuição uniforme de tensões é assumida na seção da garganta efetiva, conduzindo a tensões normais (σ_{\perp} e σ_{\parallel}) e tensões de cisalhamento (τ_{\perp} e τ_{\parallel}), já definidas anteriormente e mostradas na fig. 4.18b.

Como já mencionado, a tensão normal σ_{\parallel} paralela ao eixo da solda não é considerada na verificação da resistência da solda.

Com isso, a resistência de uma solda de filete será suficiente se as seguintes condições forem satisfeitas:

$$[\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)]^{0,5} \leq f_u / (\beta_w \gamma_{Mw})$$

(4.4.9)

$$e \quad \sigma_{\perp} \leq f_u / \gamma_{Mw}$$

(4.4.10)

Deve-se notar que a maioria dos métodos que avaliam a resistência de cálculo, variando com a direção de aplicação da força, usam variações da fórmula básica de resistência do *International Institute of Welding* que é:

$$\sigma_w = \beta \cdot \sqrt{[\sigma_{\perp}^2 + \gamma(\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)]}$$

(4.4.11)

onde: σ_w = tensão efetiva

Os valores de γ eram tomados variando entre 1,8 e 3,0, sendo que o último valor foi considerado o usual, devido a similaridade com o critério de escoamento de Von Mises. Já β (correspondente a β_w) é uma função da resistência do metal base com a resistência do metal de solda, geralmente tomado como uma função da resistência do metal base.

As tabelas 4.5 e 4.6 apresentam a resistência de cálculo ao cisalhamento de soldas de filete, por unidade de comprimento, de acordo com o AISC/LRFD, similar a NBR 8800, para os processos SMAW e SAW, respectivamente.

TABELA 4.5 - Resistência de cálculo ao cisalhamento de soldas de filete ϕR_n , em N/mm, pelo processo SMAW. (SALMON – 1990)

Dimensão nominal b (mm)	Garganta efetiva a (mm)	Mínima resistência à tração da solda (MPa)					
		415	485	550	620	690	760
3	2,12 ^(a)	396 ^(b)	463	525	592	659	725
4	2,83	528	617	700	789	878	967
5	3,54	660	772	875	986	1098	1209
6	4,24	792	926	1050	1184	1317	1451
8	5,66	1056	1234	1400	1578	1756	1934
10	7,07	1320	1543	1750	1973	2195	2418
12	8,48	1584	1852	2100	2367	2634	2902
14	9,90	1848	2160	2450	2762	3073	3385
16	11,31	2113	2469	2800	3156	3512	3869
18	12,73	2377	2777	3150	3551	3951	4352
20	14,14	2641	3086	3500	3945	4390	4836

(a) $a = 0,707 b = 0,707 (3) = 2,12$ mm

(b) $\phi a (0,60 f_w) = 0,75 (2,12) (0,60) 415 = 396$ N/mm

TABELA 4.6 - Resistência de cálculo ao cisalhamento de soldas de filete ϕR_n , em N/mm, pelo processo SAW. (SALMON – 1990)

Dimensão nominal b (mm)	Garganta efetiva a (mm)	Mínima resistência à tração da solda (MPa)					
		415	485	550	620	690	760
3	3 ^(a)	560 ^(c)	655	742	837	931	1026
4	4 ^(a)	747	873	990	1116	1242	1368
5	5 ^(a)	934	1091	1237	1395	1552	1710
6	6 ^(a)	1120	1309	1485	1674	1863	2052
8	8 ^(a)	1494	1746	1980	2232	2484	2736
10	9,87 ^(b)	1843	2154	2443	2754	3065	3375
12	11,28	2107	2463	2793	3148	3504	3859
14	12,70	2371	2771	3143	3543	3943	4343
16	14,11	2635	3080	3493	3937	4382	4826
18	15,53	2899	3388	3843	4332	4821	5310
20	16,94	3163	3697	4193	4726	5260	5793

(a) $a = b =$ dimensão da perna, para dimensões $\leq 9,5$ mm

(b) $a = 0,707 b + 2,8$ mm para dimensões $> 9,5$ mm

(c) $\phi a (0,60 f_w) = 0,75 a (0,60) 415 = 0,75 (3) (0,60) (415) = 560$ N/mm

4.5 RESISTÊNCIA DE SOLDAS EM CHANFRO

Segundo GAYLORD et al. - 1992, ligações com soldas de chanfro em especial as de penetração total são mais eficientes que ligações com soldas de filete, devido à sua maior resistência à tensões cíclicas e ao impacto, são preferíveis para os casos de elementos solicitados dinamicamente.

4.5.1 Penetração total

Conforme descrito por SALMON & JOHNSON - 1990, soldas em chanfro de penetração total são projetadas para ter a mesma resistência, na área efetiva, que as partes presentes na ligação. Soldas sujeitas à tração normal na área efetiva devem ser especificadas com metal de solda compatível. Em compressão, onde a estabilidade do elemento conectado é usualmente o fator preponderante, permite-se que a resistência do metal de solda seja uma classificação (10 ksi ou 69 Mpa) abaixo do metal de solda compatível.

Quando se especifica metal de solda compatível, este é mais resistente que o metal base, deste modo, a resistência de ligações soldadas é controlada pelas propriedades do metal base.

O AISC/LRFD apresenta as resistências de cálculo ϕR_{nw} de uma solda de chanfro de penetração total, de acordo com o tipo e orientação, conforme a tabela 4.7.

TABELA 4.7 - Resistência de cálculo de solda de chanfro de penetração total. (BELLEI – 2004)

Tipo de solicitação e orientação	Material	ϕ	Resistência nominal	Requisitos para resistência da solda ^(a)
Tração normal à seção efetiva da solda	Base	0,90	F_y	Solda compatível deve ser usada
Compressão normal à seção efetiva da solda	Base	0,90	F_y	Metal de solda com um nível de resistência igual ou inferior que o metal de solda compatível é permitido
Tração ou compressão paralela ao eixo da solda				
Cisalhamento na seção efetiva	Base	0,90	$0,60F_y$	
	Solda	0,80	$0,60F_{EXX}$	

(a) Metal de solda com um nível de resistência acima do metal de solda compatível é permitido.

A NBR 8800, de maneira similar ao AISC/LRFD, estabelece as resistências de cálculo, conforme a tabela 4.8.

TABELA 4.8 - Resistência de cálculo de solda de chanfro de penetração total. (ABNT – 2008)

Tipo de solicitação e orientação	ϕ	Resistência nominal $R_n^{(a)}$
Tração ou compressão paralelas ao eixo da solda		Mesma do metal base
Tração normal à seção efetiva da solda	0,90	$A_w f_y$
Compressão normal à seção efetiva da solda		
Cisalhamento (soma vetorial) na seção efetiva	0,90 0,75	O menor dos dois valores: a) Metal base: $0,60 A_w f_y$ b) Metal da solda: $0,60 A_w f_w$

(a) Em soldas sujeitas à tensões não uniformes, a solicitação de cálculo e a resistência de cálculo serão determinadas com base em comprimentos efetivos unitários.

Segundo o EUROCODE 3, a resistência de cálculo de soldas em chanfro de penetração total deve ser tomada igual a resistência de cálculo da parte conectada mais fraca, desde que a solda seja especificada com eletrodo adequado, os quais produzirão soldas com limite de escoamento e resistência à tração não inferiores a do metal base.

4.5.2 Penetração parcial

Segundo OWEN & CHEAL - 1989, soldas em chanfro de penetração parcial requerem maior cautela. Devido a perda de ductilidade, algumas normas impedem o seu uso no caso de solicitação de tração.

O AISC/LRFD apresenta as resistências de cálculo ϕR_{nw} , de uma solda de chanfro de penetração parcial, de acordo com o tipo e orientação, conforme a tabela 4.9.

TABELA 4.9 - Resistência de cálculo de solda de chanfro de penetração parcial. (BELLEI – 2004)

Tipo de solicitação e orientação	Material	ϕ	Resistência nominal	Requisitos para resistência da solda ^(a)
Compressão normal à seção efetiva da solda	Base	0,90	F_y	Metal de solda com um nível de resistência igual ou inferior que o metal de solda compatível é permitido
Tração ou compressão paralelas ao eixo da solda ^(c)				
Cisalhamento paralelo ao eixo da solda	Base Solda	0,75	(b) $0,60 F_{EXX}$	
Tração normal à seção efetiva da solda	Base Solda		0,90 0,80	

(a) Metal de solda com um nível de resistência acima do metal de solda compatível é permitido.

(b) O cálculo do material conectado é coberto pelas seções J4 e J5 do AISC/LRFD 93 [4].

(c) Soldas de filete e soldas de entalhe de penetração parcial, ligando os elementos componentes de perfis soldados (mesas e almas), podem ser calculadas sem considerar as tensões de tração ou de compressão nesses elementos, paralelas ao eixo da solda

Para a determinação da resistência de cálculo de soldas de chanfro de penetração parcial, a NBR 8800 também leva em consideração o tipo de solitação e a orientação. As resistências de cálculo ϕR_n são apresentadas na tabela 4.10.

TABELA 4.10 - Resistência de cálculo de solda de chanfro de penetração parcial. (ABNT – 2008)

Tipo de solitação e orientação	ϕ	Resistência nominal $R_n^{(a)}$
Tração ou compressão paralelas ao eixo da solda ^(b)		Mesma do metal base
Tração ou compressão normais à seção efetiva da solda	0,90 0,75	O menor dos dois valores: a) Metal base: $A_w f_y$ b) Metal da solda: $0,60 A_w f_w$
Cisalhamento (soma vetorial) na seção efetiva	0,90 0,75	O menor dos dois valores: a) Metal base: $0,60 A_w f_y$ b) Metal da solda: $0,60 A_w f_w$

(a) Em soldas sujeitas à tensões não uniformes, a solitação de cálculo e a resistência de cálculo serão determinadas com base em comprimentos efetivos unitários.

(b) Soldas de filete e soldas de entalhe de penetração parcial, ligando os elementos componentes de perfis soldados (mesas e almas), podem ser calculadas sem considerar as tensões de tração ou de compressão nesses elementos, paralelas ao eixo da solda; deverão ser considerados, entretanto, tensões de cisalhamento causadas pelas forças cortantes e os efeitos locais.

A resistência de soldas em chanfro de penetração parcial deve ser avaliada da mesma maneira que uma solda de “filete de penetração profunda”. A diferença do filete para o filete de penetração profunda consiste na garganta efetiva nominal. O filete de penetração profunda possui uma garganta efetiva nominal maior que o filete normal (fig. 4.17). Essa penetração pode ser obtida utilizando soldagem a arco submerso.

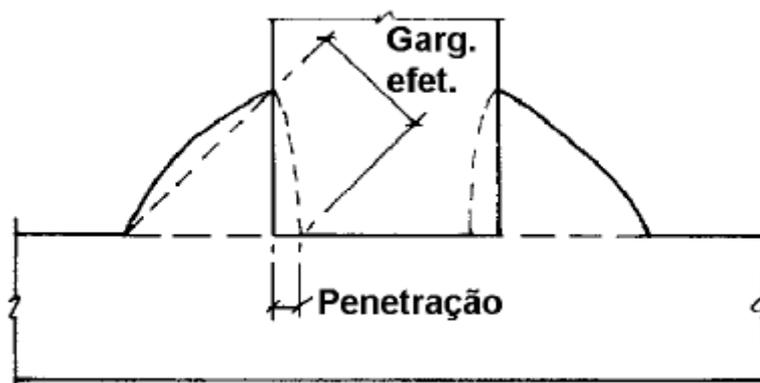


FIGURA 4.17 - Espessura da garganta efetiva para soldas de filete de penetração profunda. (OWENS – 1989)

4.6 RESISTÊNCIA DE SOLDAS DE TAMPÃO

Segundo a NBR 8800, as soldas de tampão em furos ou rasgos podem ser usadas para transmitir forças paralelas às superfícies de contato, em ligações por sobreposição, ou o que é mais frequente, não serem admitidas como solda estrutural, sendo especificadas apenas para impedir a flambagem ou a separação das partes sobrepostas.

A resistência de soldas de tampão é baseada na área do plano de cisalhamento entre as partes conectadas. A NBR 8800 e o AISC/LRFD apresentam a resistência de cálculo de soldas de tampão, admitindo como sollicitação resultante o cisalhamento na seção efetiva. Desta forma, dois estados limites são aplicáveis:

Ruptura da solda na seção efetiva:

$$\phi R_n = \phi A_w 0,60 f_w$$

$$(4.6.1)$$

onde: $\phi = 0,75$

Escoamento do metal base na face de fusão:

$$\phi R_n = \phi A_{MB} 0,60 f_y$$

$$(4.6.2)$$

onde: $\phi = 0,9$

Segundo o EUROCODE 3, a resistência de cálculo de uma solda de tampão em furo ou rasgo deve ser tomada como:

$$F_{w,Rd} = f_{vw,d} A_w \quad (4.6.3)$$

onde: $f_{vw,d}$ = resistência de cálculo ao cisalhamento da solda

A_w = área efetiva da solda de tampão que deve ser tomada como a área do furo ou rasgo.

O AISC/ASD apresenta as tensões admissíveis para soldas de filete, de chanfro e de tampão, admitindo fator de segurança $FS = 2$. A tabela 4.11 mostra tais valores.

TABELA 4.11 - Tensões admissíveis nas soldas. (AISC ASD – 1989)

Tipo de solicitação e orientação	Tensão admissível	Requisitos para resistência da solda ^(a)
Soldas em chanfro de penetração total		
Tração normal à seção efetiva da solda	Mesma do metal base	Metal de solda compatível deve ser usado
Compressão normal à seção efetiva da solda	Mesma do metal base	Metal de solda com um nível de resistência igual ou inferior que o metal de solda compatível é permitido
Tração ou compressão paralelas ao eixo da solda	Mesma do metal base	
Cisalhamento (soma vetorial) na seção efetiva	$0,30f_w$, excetuando-se a tensão de cisalhamento no metal base, que não deverá exceder $0,40f_y$	
Soldas em chanfro de penetração parcial		
Compressão normal à seção efetiva da solda	Mesma do metal base	Metal de solda com um nível de resistência igual ou inferior que o metal de solda compatível é permitido
Tração ou compressão paralelas ao eixo da solda ^(b)	Mesma do metal base	
Cisalhamento paralelo ao eixo da solda	$0,30f_w$, excetuando-se a tensão no metal base, que não deverá exceder $0,40f_y$	
Tração normal à seção efetiva da solda	$0,30f_w$, excetuando-se a tensão no metal base, que não deve exceder $0,60f_y$	
Soldas de filete		
Cisalhamento (soma vetorial) na seção efetiva	$0,30f_w$, excetuando-se a tensão de cisalhamento no metal base, que não deverá exceder $0,40f_y$	Metal de solda com um nível de resistência igual ou inferior que o metal de solda compatível é permitido
Tração ou compressão paralelas ao eixo da solda ^(b)	Mesma do metal base	
Soldas de tampão em furos ou rasgos		
Cisalhamento (soma vetorial) na seção efetiva paralela às superfícies de contato	$0,30f_w$, excetuando-se a tensão de cisalhamento no metal base, que não deverá exceder $0,40f_y$	Metal de solda com um nível de resistência igual ou inferior que o metal de solda compatível é permitido

(a) Metal de solda com um nível de resistência acima do metal de solda compatível é permitido.

(b) Soldas de filete e soldas de entalhe de penetração parcial, ligando os elementos componentes de perfis soldados (mesas e almas), podem ser calculadas sem considerar as tensões de tração ou de compressão nesses elementos, paralelas ao eixo da solda

5 CONEXÕES SOLDADAS SUJEITAS A CARREGAMENTO EXCÊNTRICO

Quando a linha de ação da força passa pelo centro de gravidade do grupo de soldas, é razoável admitir distribuição uniforme de tensões, caso contrário, tem-se uma situação de carregamento excêntrico (fig. 5.1) e tal ocorrência deve ser admitida no projeto.

Na conexão da fig. 5.1a, a força excêntrica está contida no plano do grupo de soldas, portanto trata-se de uma situação de força cortante associada a um momento de torção relacionados ao referido grupo de solda. Já na fig. 5.1b, onde a força não está contida no plano do grupo de soldas, tem-se uma situação de força cortante associada a momento fletor. Em ambos os casos, as tensões adicionais provenientes do momento devem ser avaliadas e consideradas no projeto.

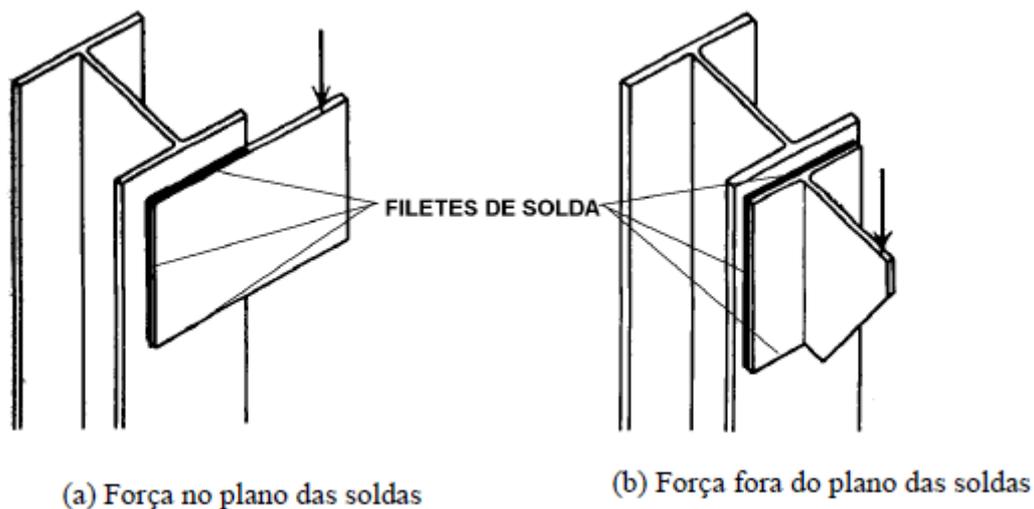


FIGURA 5.1 - Conexões soldadas com carregamento excêntrico. (CRAWLEY – 1993)

5.1 GRUPO DE SOLDAS SOB FORÇA CORTANTE E MOMENTO DE TORÇÃO

Conforme já mencionado no capítulo anterior, a clássica análise vetorial elástica, apesar da simplicidade de aplicação, muitas vezes conduz a resultados muito conservadores se comparados aos obtidos pelo método do centro instantâneo de rotação e os obtidos experimentalmente.

No caso de grupo de soldas carregados excêntrica, a força excêntrica é substituída por uma força centrada e um correspondente momento de torção, onde a força cortante é equilibrada por tensões uniformemente distribuídas ao longo da solda e o momento

de torção equilibrado por tensões proporcionais à distância em relação ao centro de gravidade do grupo de soldas e com direção perpendicular ao correspondente raio vetor. A tensão resultante, num determinado ponto, é dada pela soma vetorial destas duas parcelas.

A figura 5.2a mostra, para exemplificar, uma solda constituída por dois cordões verticais. A força excêntrica P , dividida em suas componentes P_x e P_y , estão no plano das soldas. Na fig. 5.2b as forças excêntricas são substituídas pelas forças concêntricas P_x e P_y , mais os momentos $M_x = P_x e_y$ e $M_y = P_y e_x$. As forças concêntricas são assumidas como sendo uniformemente distribuídas no comprimento total do grupo de soldas. Deste modo, designando F_x e F_y como as forças por comprimento de solda, resultantes apenas das forças P_x e P_y , concêntricas, tem-se:

$$F_x = P_x / L \text{ e } F_y = P_y / L$$

(5.1.1)

onde: L = comprimento total do grupo de soldas

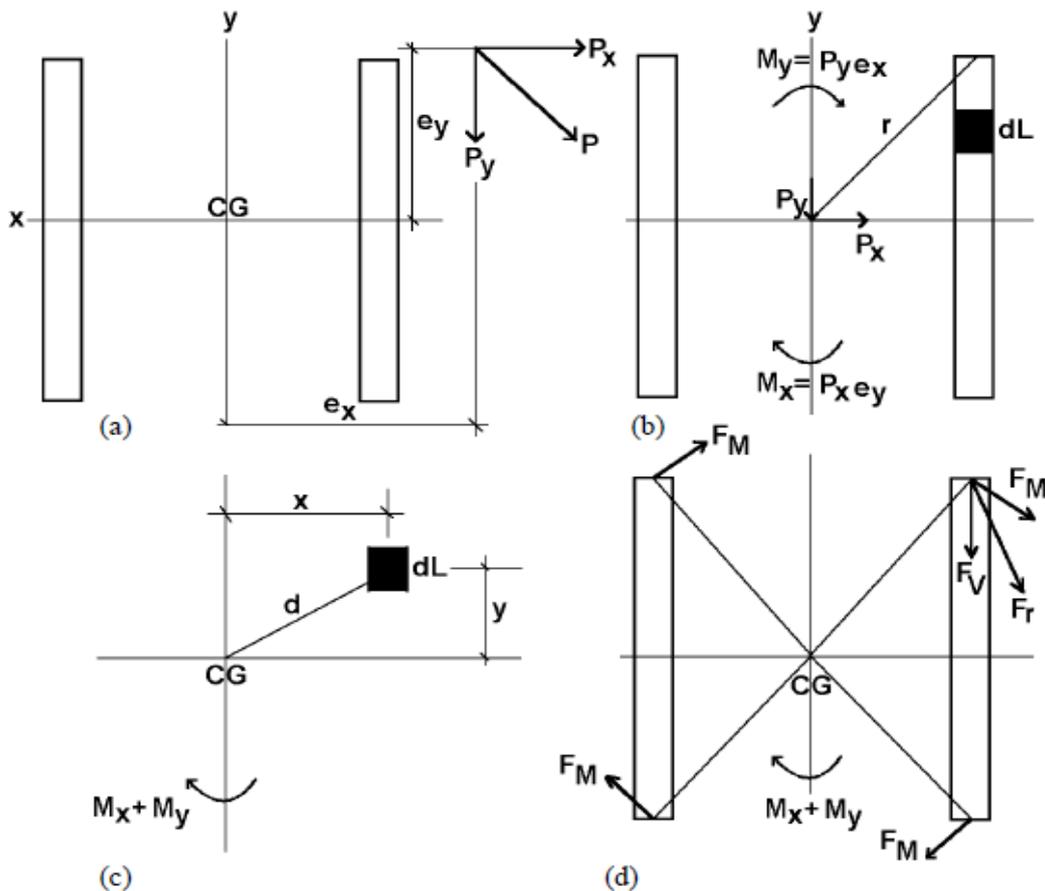


FIGURA 5.2 - Excentricidade no plano das soldas. (CRAWLEY – 1993)

Em adição às forças F_x e F_y , existem as forças F_{M_x} e F_{M_y} que resultam do momento. Uma porção elementar de solda dL , é mostrada na fig. 5.2c. Este elemento pode ser qualquer

porção de comprimento da solda, localizado à uma distância d do centro de gravidade do conjunto de soldas, tendo coordenadas x e y .

Em se tratando de uma análise elástica, a deformação é proporcional à distância em relação ao centro de gravidade, e a tensão é proporcional à deformação.

Assim, a força unitária F_M também é proporcional à distância em relação ao centro de gravidade, com isso:

$$F_M = F_0 d = F_0 \sqrt{x^2 + y^2} \quad (5.1.2)$$

onde: F_0 = força por comprimento de solda localizada à uma distância unitária do CG do grupo de soldas

A força neste comprimento elementar é $F_M(dL)$ e o momento:

$$dM_y + dM_x = F_M(dL)d \quad (5.1.3)$$

onde: dM_x, dM_y = momento devido às forças

Substituindo a equação (5.1.4)

$$dM_y + dM_x = F_0(x^2 + y^2)dL$$

O momento total na solda é a soma dos efeitos de todas as porções elementares, e este deve ser igual ao momento aplicado para estabelecer equilíbrio, assim:

$$M_y + M_x = \sum [F_0(x^2 + y^2)dL] \quad (5.1.5)$$

Sabendo que a força F_0 é constante para qualquer configuração de solda, tem-se:

$$F_0 = \frac{M_y + M_x}{\sum x^2 dL + \sum y^2 dL}$$

(5.1.6)

Cada termo do denominador da expressão 5.1.6, deve ser reconhecido como o momento de inércia total da linha das soldas, com relação aos eixos y e x , com isso:

$$F_0 = \frac{M_y + M_x}{I_y + I_x} \quad (5.1.7)$$

A máxima força na solda ocorre no ponto mais afastado em relação ao centro de gravidade, e sua direção é perpendicular à linha que une esse ponto ao CG. O comprimento r na fig. 5.2b representa esta distância, e a força F_M representa a máxima força por comprimento de solda, portanto:

$$F_M = \frac{M_y + M_x}{I_y + I_x} r \quad (5.1.8)$$

Sabendo que $M_y = P_y e_x$ e $M_x = P_x e_y$ e $I_y + I_x = I_p$, tomando as componente x e y de F_M tem-se:

$$F_{Mx} = \frac{P_y e_x + P_x e_y}{I_p} r \frac{y}{r} \quad e \quad F_{My} = \frac{P_y e_x + P_x e_y}{I_p} r \frac{x}{r} \quad (5.1.9)$$

Sendo x e y as componentes de r , e I_p o momento de inércia polar, que é dado por:

$$I_p = I_x + I_y = \sum I_{xx} + \sum I_s y^2 + \sum I_{yy} + \sum I_s x^2 \quad (5.1.10)$$

onde: x^2, y^2 = distâncias ao quadrado do centro de gravidade do grupo de soldas ao centro de gravidade dos segmentos de soldas individuais

I_s = comprimento da solda

I_{xx}, I_{yy} = momentos de inércia das linhas de soldas individuais, com respeito a seus próprios eixos centroidais (admitindo-se espessura unitária).

É importante registrar que no cálculo do momento de inércia a espessura da solda é considerada unitária, portanto resulta um momento de inércia com unidade de comprimento ao cubo. Assim, obtém-se a força resultante F_r (para espessura unitária) mediante a soma

vetorial das parcelas provenientes da força concêntrica e do momento de torção (ver fig. 5.2d).

A tensão num determinado ponto da solda pode ser obtida dividindo-se a força unitária resultante F_r pela espessura.

$$F_r = \sqrt{(F_x + F_{Mx})^2 + (F_y + F_{My})^2} \quad (5.1.11)$$

Essa soma vetorial não deverá exceder a resistência da solda no ponto crítico, levando em consideração a ruptura da solda na seção efetiva e o escoamento do metal base na face de fusão.

A análise elástica clássica é baseada na hipótese que a resposta da solda não varia com a orientação da força em relação ao eixo longitudinal da solda. Na realidade, como já apresentado e discutido, a resposta da solda varia consideravelmente com a direção da força. Apresenta-se um procedimento aproximado para a verificação de grupo de soldas sob carregamento excêntrico, onde os cordões de soldas são admitidos solicitados na direção de sua maior resistência, ou seja, perpendicularmente ao seu eixo longitudinal.

Por exemplo, na fig. 5.3, o cordão vertical é responsável por equilibrar o momento M e os cordões horizontais, a força P .

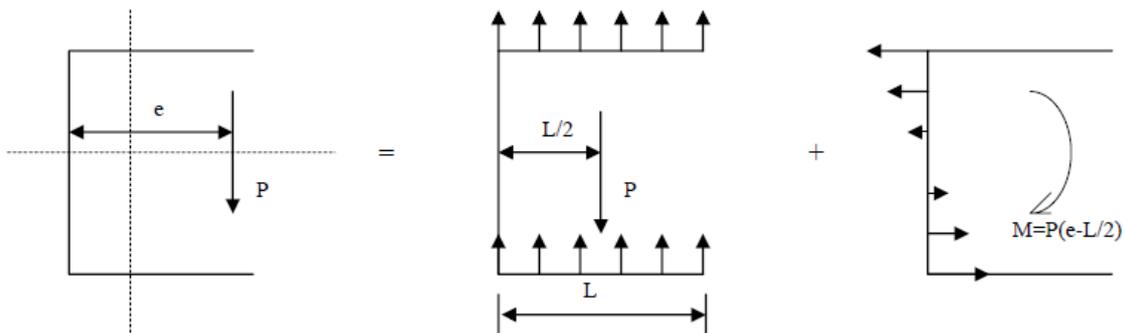


FIGURA 5.3 - Análise do grupo de soldas. (OWENS – 1989)

Apresentam a análise de grupo de soldas sob carregamento excêntrico com base no método do centro instantâneo de rotação (CIR). Desta forma, a resistência de uma configuração de cordões de solda solicitados excêntricamente, pode ser determinada pela localização do centro instantâneo de rotação, usando a relação força-deformação do cordão de

solda. A resistência do cordão de solda depende do ângulo entre a força aplicada e o eixo da solda.

O mais recente trabalho de KULAK & TIMMLER apud SALMON & JOHNSON , formam as bases da apresentação que se segue. A formulação utilizada no AISC/LRFD de 1986, também é baseada nesse trabalho.

O procedimento consiste em dividir os cordões de solda em pequenos elementos, como na fig. 5.4. Quando a força excêntrica causa translação e rotação do conjunto, haverá algum ponto sobre o qual haverá apenas rotação. Esse ponto de rotação é chamado de centro instantâneo de rotação. A resistência de um segmento de solda à qualquer distância do centro instantâneo, é proporcional a tal distância e atua em uma direção perpendicular à direção radial do segmento. Baseado em resultados de ensaios de conexões feitas com eletrodos E70, com soldas de 1/4", tem-se que a resistência última pode ser expressa por:

$$R_{i,ult} = \frac{(10 + \theta)}{10 + 0,582\theta} (0,791f_w a)$$

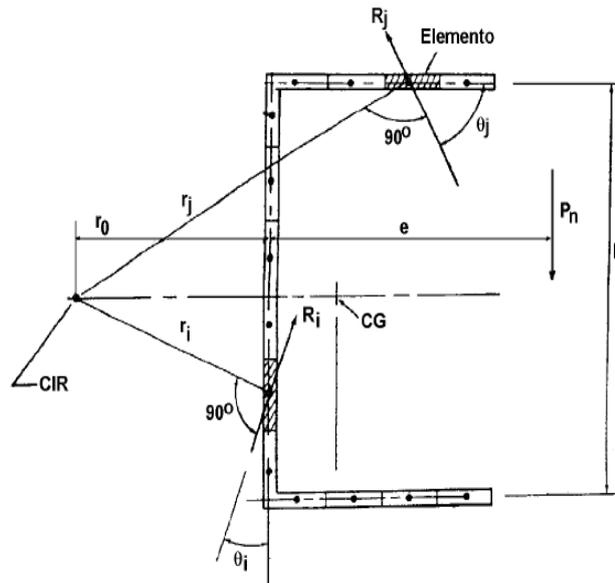
onde: $R_{i,ult}$ = força última de cisalhamento em um elemento de comprimento unitário, em kips por polegada

θ = ângulo agudo entre a força e o eixo da solda, em graus

f_w = resistência do eletrodo de solda, em ksi

a = dimensão da garganta efetiva da solda, em polegadas

(5.1.12)



A deformação $\Delta_{i,max}$, na ruptura, em um elemento é avaliada por:

$$\Delta_{i,max} = \Delta_0(\theta/5 + 1)^{-0,47}$$

onde: $\Delta_0 = 0,11''$, que é a deformação para $\theta = 0$, valor este baseado em ensaios

(5.1.13)

FIGURA 5.4 - Grupo de soldas sob carregamento excêntrico: método do centro instantâneo de rotação. (SALMON – 1990)

É necessário primeiro determinar o elemento crítico. Devido as deformações nos segmentos de solda serem assumidas variando linearmente com suas distâncias r_i em relação ao centro instantâneo, o elemento com o menor valor de $\Delta_{i,max}/r_i$ será o crítico. Com o elemento crítico determinado, as deformações Δ_i nos outros elementos é dada por:

$$\Delta_i = \frac{r_i}{r_{i,max}} \Delta_{i,max}$$

onde: $\Delta_{i,max}$ = valor da deformação no elemento crítico

$r_{i,max}$ = distância radial do elemento crítico

(5.1.14)

Com as deformações determinadas pela expressão 5.1.14, a resistência em cada elemento de solda por unidade de comprimento é calculada por:

$$R_i = R_{i,ult} [1 - e^{-\mu\Delta_i}]^\lambda \quad (5.1.15)$$

A expressão 5.1.15 corresponde à uma curva, tal como aquelas mostradas na fig. 4.17 do capítulo 4.

O AISC/LRFD, apresenta a expressão 5.1.15 da seguinte maneira:

$$R_i = R_{i,ult} [1 - e^{-k_1\Delta_i/\Delta_0}]^{k_2}$$

onde: R_i = resistência ao cisalhamento de um elemento, em kips por polegada

e = base logarítmica natural = 2,718

$$k_1 = \mu\Delta_0 = 8,274e^{0,0114\theta}$$

$$k_2 = \lambda = 0,4e^{0,0146\theta}$$

(5.1.16)

Com isso, os passos para o procedimento descrito anteriormente são os seguintes:

- deve-se dividir o filete de solda em segmentos unitários;
- assumir uma posição para o CIR;
- assumir que as forças resistentes R_i ou R_j atuando em qualquer segmento de solda, possuem uma direção perpendicular à linha que une o CIR ao centro do segmento de solda, e com isso calcular x_i , y_i e r_i em relação ao centróide de cada segmento, onde atua R_i ou R_j (i refere-se aos elementos verticais e j aos horizontais);
- calcular o ângulo θ entre a direção das R_i e R_j e o eixo da solda;
- calcular a máxima deformação $\Delta_{i,max}$ para cada segmento, que pode ocorrer com um particular ângulo θ , antes da falha de um segmento de solda (expressão 5.1.13);
- calcular $\Delta_{i,max}/r_i$ para cada segmento;
- com o segmento crítico identificado (o elemento com o menor valor de $\Delta_{i,max}/r_i$), as deformações compatíveis Δ_i podem ser calculadas para cada elemento;
- calcular a força última de cisalhamento $R_{i,ult}$ para cada segmento de solda;
- calcular k_1 e k_2 para cada segmento;

- calcular a força resistente R_i para cada segmento, que ocorre quando o segmento crítico atinge sua condição de falha;

- usando as condições de equilíbrio da estática, calcular a força P_n que corresponde à resistência nominal da conexão. O valor de P_n correto é aquele onde se verifica a igualdade das equações de equilíbrio (5.1.17), caso contrário deve-se tentar outra posição do CIR.

$$\begin{aligned}\Sigma M = 0 & \quad P_n = (\Sigma R_i r_i + \Sigma R_j r_j) / (e + r_0) \\ \Sigma F_x = 0 & \quad P_n \sin \alpha = \Sigma R_i \sin \theta_i + \Sigma R_j \cos \theta_j \\ \Sigma F_y = 0 & \quad P_n \cos \alpha = \Sigma R_i \cos \theta_i + \Sigma R_j \sin \theta_j\end{aligned}$$

onde: e = excentricidade em relação ao ponto de referência

r_0 = distância do CIR ao ponto de referência

i = elementos verticais

j = elementos horizontais

R = componente de resistência

(5.1.17)

Depois de feita a análise, o cálculo é corrigido para que a máxima força em qualquer segmento de solda não exceda a máxima resistência nominal do filete. Isto é feito dividindo-se a resistência nominal do filete de solda, pela máxima força resistente encontrada e multiplicando P_n por esse valor. Outra alternativa de cálculo é usar a máxima resistência nominal do filete, como a própria força resistente R_i de todos os segmentos de solda que ultrapassem este valor.

As equações anteriores obtidas para o método do centro instantâneo de rotação, foram revisadas em 1993, para refletir os trabalhos de MIAZGA & KENNEDY⁶, LESIK & KENNEDY e KENNEDY et al. apud SALMON & JOHNSON . Essas equações são apresentadas também no apêndice J2.4 do AISC/LRFD 93.

O procedimento geral da análise não é alterado, todavia, a resistência de um dado segmento de solda não é limitada ao máximo valor de $0,6f_w a$ como foi usado previamente no desenvolvimento das tabelas dos manuais do AISC.

De acordo com o AISC/LRFD, a resistência de cálculo de um segmento de solda por unidade de comprimento é dada como:

$$\phi R_n = \phi 0,60 f_w (1,0 + 0,5 \sin^{1,5} \theta) a$$

onde: $\phi = 0,75$

θ = ângulo da força medido através do eixo longitudinal da solda, em graus

(5.1.18)

Essa resistência como uma função de θ , pode ser usada no lugar da resistência constante apresentada na seção 4.4 do capítulo 4.

Quando o segmento de solda é parte de uma configuração sujeita a cisalhamento excêntrico no plano, usando um procedimento de centro instantâneo de rotação, que satisfaça a compatibilidade de deformação junto com o comportamento força-deformação não linear, a resistência dada pela expressão 5.1.18 é modificada através do AISC/LRFD, tornando-se:

$$R_i = 0,60f_w a (1,0 + 0,5 \sin^{1,5} \theta) \left[\frac{\Delta_i}{\Delta_m} \left(1,9 - 0,9 \frac{\Delta_i}{\Delta_m} \right) \right]^{0,3}$$

onde: R_i = resistência nominal do segmento de solda i em kips/pol.

θ = ângulo da força resistente medido através do eixo longitudinal da solda, em graus

$\Delta_i = r_i \frac{\Delta_u}{r_{crit}}$ = deformação do elemento de solda "i", linearmente proporcional

à deformação crítica baseada na posição do centro instantâneo de rotação

r_{crit} = distância do centro instantâneo de rotação ao elemento de solda, tendo a mínima razão Δ_u/r_i

$\Delta_m = 0,209(\theta + 2)^{-0,32} b$ = deformação do elemento na máxima resistência, em polegadas

$\Delta_u = 1,087(\theta + 6)^{-0,65} b \leq 0,17b$ = deformação do elemento quando a falha é iminente, usualmente um elemento mais distante do centro instantâneo de rotação

Δ_i/Δ_m = razão da deformação no elemento i com sua deformação em máxima resistência

b = dimensão da perna do filete de solda, em polegadas

(5.1.19)

A diferença básica de procedimento desse método com o anterior é no cálculo das deformações Δ_m e Δ_u , que podem ocorrer com particular ângulo θ do segmento de solda. Com isso, o segmento crítico é aquele onde a razão de seu Δ_u com sua distância radial r_i é a menor. Consequentemente, as deformações compatíveis Δ_i são então calculadas para cada segmento de solda e a resistência nominal R_i é calculada para cada segmento usando a expressão 5.1.19.

Da mesma maneira as três equações de equilíbrio são verificadas para a determinação correta do centro instantâneo de rotação.

Deve-se notar que a correção feita na força P_n ou a modificação feita na força resistente, para que a máxima força em qualquer segmento de solda não exceda a máxima resistência nominal do filete, quando são utilizadas as equações propostas pelo AISC/LRFD, não são necessárias.

De maneira a exemplificar e comparar os procedimentos de cálculo, para seguinte conexão soldada da fig. 5.5, foram calculadas as forças nominais P_u , pelos métodos: vetorial; método do CIR corrigindo a resistência no final do procedimento; método do CIR usando como força resistente máxima a resistência nominal do filete ($R_{i,max}$); e pelo método do CIR usando a formulação proposta no AISC/LRFD de 1993. Foi também admitido que o metal base não governa a resistência. Foi arbitrado um adimensional e/k para se ter uma idéia da dimensão da excentricidade, em relação a forma da conexão. A dimensão k é duas vezes a distância da extremidade do filete horizontal ao centro do filete vertical.

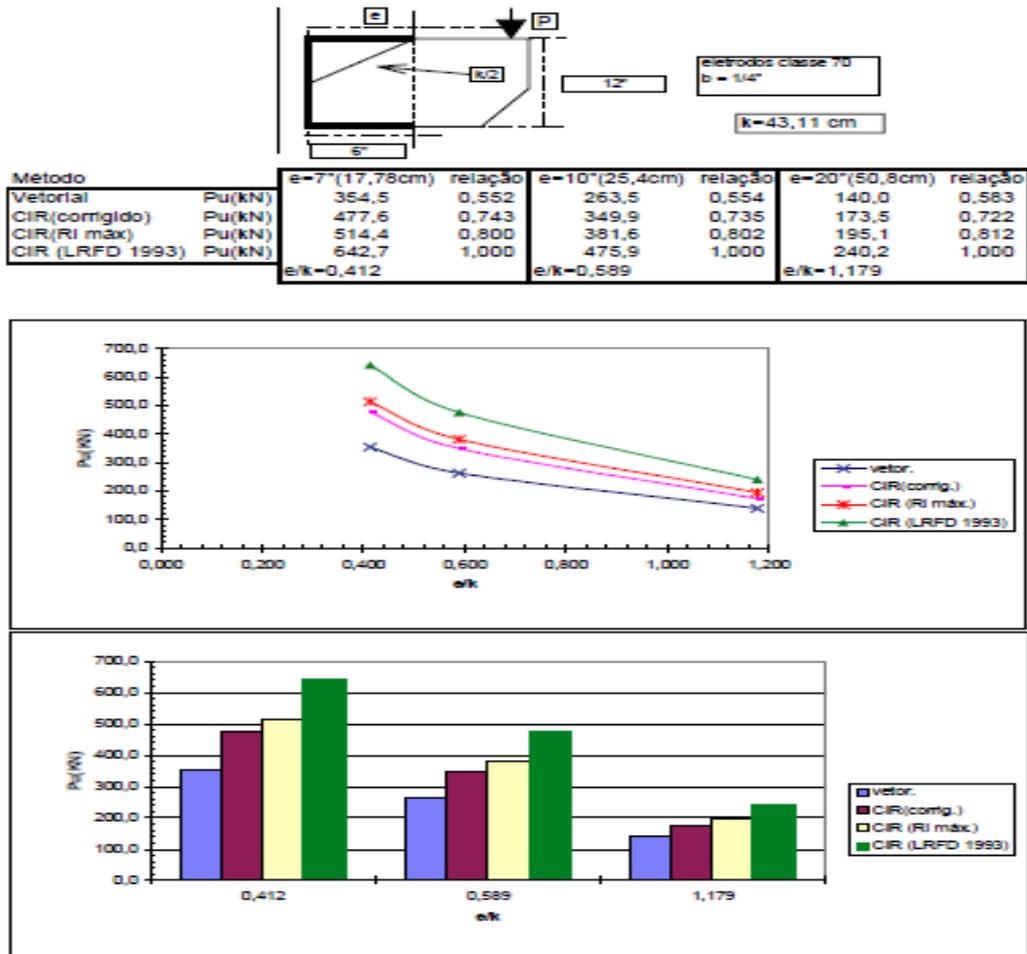


FIGURA 5.5 - Análise de conexão soldada sob carregamento.

Comparando-se o método vetorial com o método do CIR utilizando a formulação proposta pelo AISC/LRFD, observou-se que as forças nominais P_u obtidas através do método vetorial, chegam a ser bastante inferiores às obtidas pelo outro método, provando quanto o método vetorial é conservador.

5.2 GRUPO DE SOLDAS SOB FORÇA CORTANTE E MOMENTO FLETOR

Neste caso conforme já ilustrado na fig. 5.1b, a força atua fora do plano do grupo de soldas, correspondendo a uma situação de força cortante associada a momento fletor.

Admitindo a análise elástica (método vetorial), assume-se que a resposta da solda é linear e invariante com a direção da força. A formulação apresentada a seguir é válida para qualquer configuração de solda, executada num mesmo plano. A fig. 5.6 mostra um grupo de soldas constituído por dois cordões verticais e um horizontal, submetido à uma força excêntrica P contida no plano yz .

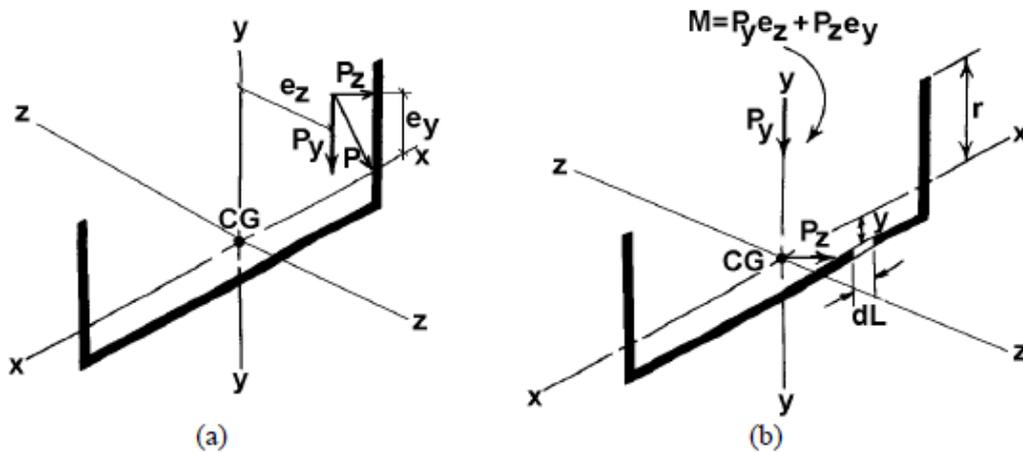


FIGURA 5.6 - Excentricidade fora do plano das soldas. (CRAWLEY – 1993)

A força excêntrica P na fig. 5.6a, é substituída pelas forças concêntricas P_y e P_z e pelos momentos $P_y e_z$ e $P_z e_y$, como na fig. 5.6b. As forças concêntricas são assumidas, por simplificação, como sendo uniformemente distribuídas sobre o comprimento da solda.

Segundo CRAWLEY & DILLON - 1993, designando F_z e F_y como forças por unidade de comprimento de solda, resultante da força aplicada, tem-se:

$$F_z = \frac{P_z}{L} \quad \text{e} \quad F_y = \frac{P_y}{L} \quad (5.2.1)$$

onde: L = comprimento total do grupo de soldas

A força proveniente do momento fletor não apresenta distribuição uniforme, uma vez que varia em função da distância y em relação ao centro de gravidade do grupo de soldas. Esta força atua perpendicularmente ao plano das soldas.

Definido F_0 como sendo a força por comprimento de solda à uma distância unitária do eixo $x-x$, pode-se obter a força por unidade de comprimento à uma distância qualquer y em relação ao eixo $x-x$ como F_0y , e a força no elemento de comprimento dL como F_0ydL . Assim:

$$dM = (F_0ydL)y \quad (5.2.2)$$

onde: dM = parcela do momento referente ao elemento de ordenada y em relação ao eixo $x-x$.

Por equilíbrio, o momento total no grupo de soldas, dado pelo somatório dos dM de todas as porções elementares, deve ser igual ao momento externo $M = P_y e_z + P_z e_y$:

$$M = \sum (F_0 y^2 dL) \quad (5.2.3)$$

Sabendo que F_0 permanece constante, tem-se:

$$F_0 = \frac{M}{\sum y^2 dL} \quad (5.2.4)$$

O termo $\sum y^2 dL$ deve ser reconhecido como o momento de inércia para uma linha de solda com relação ao eixo $x-x$, fornecendo o valor em comprimento ao cubo. A máxima força, ocorre no ponto mais afastado em relação ao eixo $x-x$. Com isso, considerando r esta distância e sabendo que $M = P_y e_z + P_z e_y$, tem-se:

$$F_M = \frac{M}{I_x} r = \frac{P_y e_z + P_z e_y}{I_x} r \quad (5.2.5)$$

onde: F_M = força proveniente do momento (admitindo espessura unitária)

I_x = momento de inércia em relação ao eixo $x-x$ (admitindo espessura unitária)

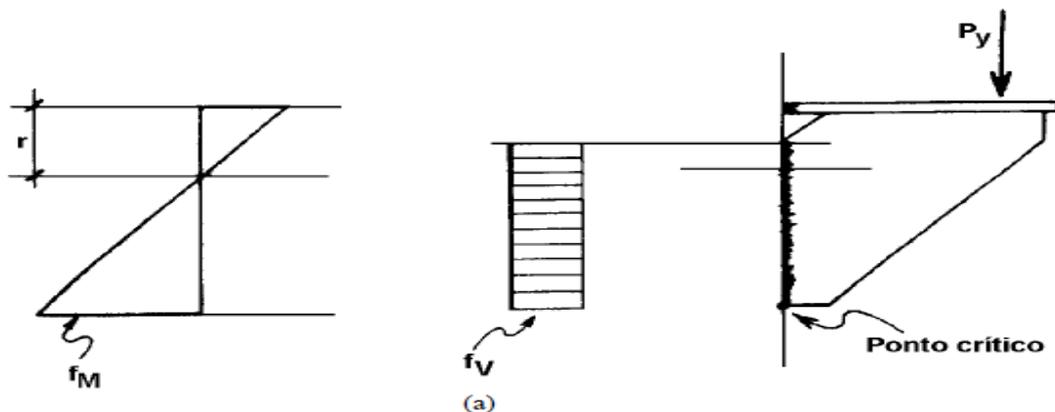
Deste modo, o efeito combinado da força concêntrica e do momento será a soma vetorial dessas forças (admitindo espessura unitária), resultando:

$$F_r = \sqrt{F_y^2 + (F_M + F_z)^2} \quad (5.2.6)$$

A tensão num determinado ponto da solda pode ser obtida dividindo-se a força unitária resultante F_r pela espessura. Nos projetos, deve-se verificar os estados limites últimos aplicáveis, ou seja, a ruptura da solda na seção efetiva e o escoamento do metal base na face de fusão.

Segundo MALITE et al. - 1994, admitindo que qualquer solicitação atuante num cordão de solda se traduza em tensões de cisalhamento na seção efetiva da solda ou na face teórica de fusão (que é a hipótese admitida para conexões soldadas sob carregamento excêntrico no plano ou fora dele), tem-se que a verificação da solda consiste na busca de seu ponto crítico, ou seja, aquele de maior tensão resultante. Com isso, pode-se notar que na conexão da fig. 5.7a, as tensões devido ao momento são linearmente distribuídas (hipótese já mencionada), mas as tensões devido a força vertical são admitidas uniformemente distribuídas na nervura vertical, desprezando a contribuição da mesa do console. Com isso, o ponto crítico se encontra na base inferior do console.

Da mesma maneira, analisando uma conexão soldada viga-pilar, sujeita a momento e cortante, pode-se admitir uma distribuição linear de tensões ao longo de toda a seção, devido ao momento, mas a distribuição das tensões devido a força vertical é somente considerada ao longo da alma, desprezando-se a contribuição das mesas, como mostra a fig. 5.7b. Com isso, tem-se dois pontos críticos a serem verificados, os pontos A e B.



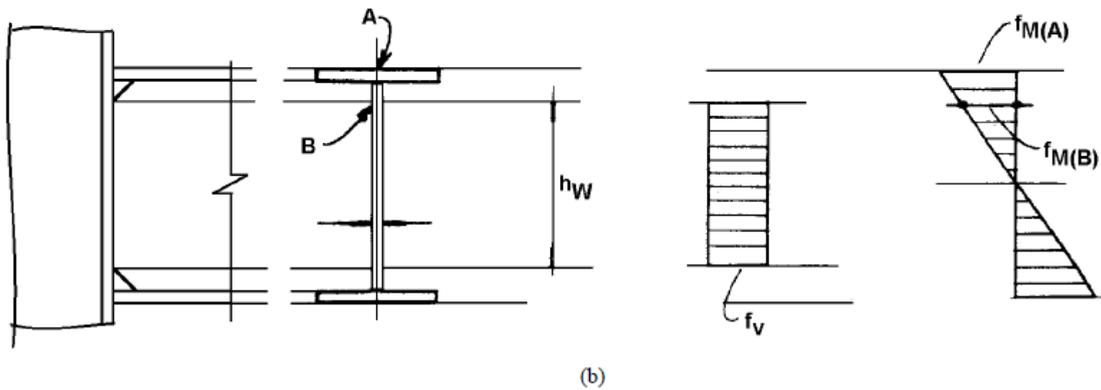


FIGURA 5.7 - Distribuição de tensões na solda. (a) Console conectado à um pilar; (b) perfil I conectado à um pilar (conexão viga-pilar). (MALITE – 1994)

Segundo SALMON & JOHNSON - 1990, o método do centro instantâneo de rotação também pode ser aplicado nestes casos. Como já foi mencionado, a resistência de um cordão de solda depende da direção da força em relação ao seu eixo (ângulo θ_i), portanto não faz diferença se a força excêntrica atuar fora ou no plano do grupo de soldas. Desta forma, pode-se empregar a mesma formulação já apresentada para conexões soldadas com força no plano das soldas (seção 5.1).

Tomando-se o método do centro instantâneo de rotação, um procedimento alternativo é apresentado por DAWE & KULAK - 1994. Tal procedimento é apresentado a seguir.

Na figura 5.8 são apresentadas duas conexões com carregamento excêntrico, onde na parte (a) mostra-se uma situação onde o cordão de solda não é “restringido” pelo elemento de apoio. Já na parte (b), tem-se tal “restrição” junto à porção comprimida, desde que se admita, por hipótese, a contribuição do contato entre as partes conectadas.

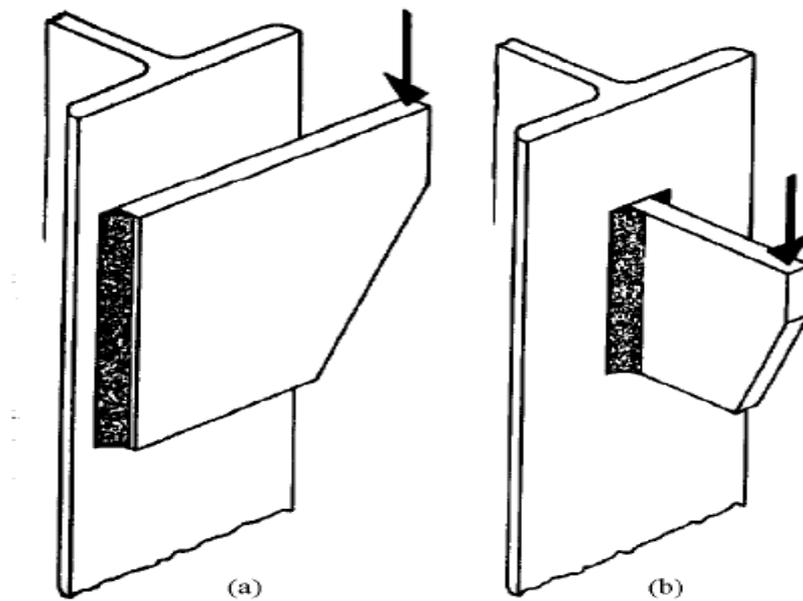


FIGURA 5.8 - (a) Cordão de solda sem “restrição”; (b) cordão de solda com “restrição” na zona comprimida. (DAWE – 1974)

Os princípios básicos e o procedimento de cálculo para esse processo, são similares ao método do centro instantâneo de rotação, para conexões sob força cortante no plano (as forças atuando na solda podem ser vistas na fig. 5.9). Com isso, a resposta força-deformação para essa solda pode ser expressa pela expressão 5.1.15, reproduzida a seguir:

$$R_i = R_{i,ult} [1 - e^{-\mu\Delta_i}]^\lambda$$

As relações empíricas para $R_{i,ult}$, μ e λ , como função do ângulo θ , foram estabelecidas por BUTLER & KULAK apud DAWE & KULAK. Essas relações foram obtidas para um elemento de solda de 1” (25 mm) de comprimento tendo uma dimensão nominal de 1/4” (6,3 mm) e formado com eletrodos E60, em um metal base ASTM A36. Portanto tem-se que:

$$R_{i,ult} = \frac{10 + \theta_i}{0,92 + 0,0603\theta_i} \quad (5.2.7)$$

$$\mu = 75e^{0,0114\theta_i} \quad (5.2.8)$$

$$\lambda = 0,4e^{0,0146\theta_i} \quad (5.2.9)$$

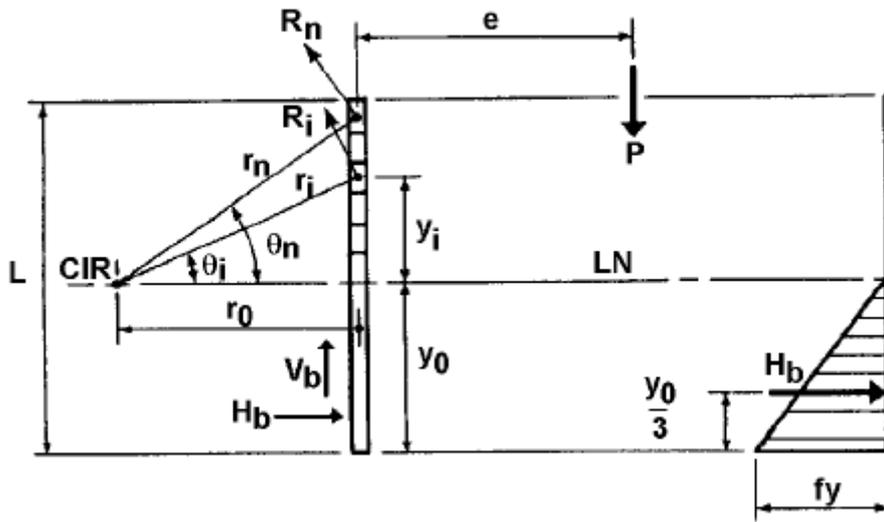


FIGURA 5.9 - Forças atuando na solda. Modelo de DAWE & KULAK. (DAWE – 1974)

A máxima deformação na linha da solda ocorrerá no elemento mais distante do centro instantâneo de rotação. Esta deformação é determinada pela seguinte expressão empírica:

$$\Delta_{\max} = 0,225(\theta_n + 5)^{-0,47} \quad (5.2.10)$$

Desde que a deformação em cada elemento de solda é assumida variando linearmente com a distância do centro instantâneo de rotação, tem-se:

$$\Delta_i = \frac{r_i}{r_n} \Delta_{\max} \quad (5.2.11)$$

Dessa forma, a força R_i em cada elemento possui suas componentes vertical e horizontal dadas por:

(5.2.12)

$$R_{iv} = \frac{r_0}{r_i} R_i$$

$$R_{ih} = \frac{y_i}{r_i} R_i$$

(5.2.13)

Considera-se que as chapas conectadas na zona comprimida da conexão, estão em contato direto no instante em que a força última é alcançada. Com isso, referindo-se a fig. 5.9, será assumida que a distribuição de tensão, na zona comprimida abaixo da linha neutra é triangular, com a máxima ordenada igual ao limite escoamento do material da chapa. A força horizontal resultante desta distribuição de tensão está localizada à uma distância de dois terços de y_0 abaixo da linha neutra. A hipótese da distribuição triangular de tensões corresponde a resultados mais próximos da força última experimental do que as hipóteses de distribuição retangular ou parabólica.

O comprimento da solda na zona comprimida, abaixo da linha neutra, é assumido para resistir à componente vertical da força. Tomando δ como sendo a componente vertical da deformação em cada elemento de solda na zona tracionada e referindo-se a fig. 5.9, tem-se:

$$\delta = \frac{r_0}{r_i} \Delta_i$$

(5.2.14)

Substituindo o valor de Δ_i da expressão 5.2.11, na expressão 5.2.14, tem-se:

$$\delta = \frac{r_0}{r_n} \Delta_{\max}$$

(5.2.15)

Através da expressão 5.2.15 pode-se notar que δ tem um valor constante. Por essa razão, de acordo com esta análise, a solda apresenta deformação vertical uniforme ao longo de seu comprimento. A força vertical V_b , resistida pelo comprimento de solda abaixo da linha neutra pode, por essa razão, ser expressa por:

$$V_b = \frac{y_0}{(L - y_0)} \sum_1^n R_{iv} \quad (5.2.16)$$

onde: L = comprimento total da solda

O termo H_b é a resultante das tensões mostradas na fig. 5.9 e é dada por:

$$H_b = \frac{y_0 f_y t}{2} \quad (5.2.17)$$

onde: f_y = tensão de escoamento do material da chapa

t = espessura da chapa

Tomando a somatória de momento de todas as forças, sobre o centro instantâneo de rotação, tem-se:

$$P(e + r_0) - \sum_1^n (R_i r_i) - r_0 V_b - \frac{2}{3} y_0 H_b = 0 \quad (5.2.18)$$

A somatória das forças verticais na conexão produz:

$$\sum_1^n R_{iv} + V_b - P = 0 \quad (5.2.19)$$

Isolando P na expressão 5.2.18 e substituindo-o na expressão 5.2.19, tem-se:

$$\sum_1^n R_{iv} + V_b - \left[\sum_1^n \frac{R_i r_i + r_0 V_b + \frac{2}{3} y_0 H_b}{e + r_0} \right] = 0 \quad (5.2.20)$$

A somatória das forças horizontais fornece:

$$H_b - \sum_1^n R_{ih} = 0 \quad (5.2.21)$$

Deste modo, um valor inicial para y_0 é utilizado na expressão 5.2.20 e sucessivos valores de r_0 são escolhidos iterativamente até que a expressão seja satisfeita. O par de valores r_0 e y_0 que satisfaça esta expressão, é então usado para avaliar os termos da expressão 5.2.21. Se esta expressão é também satisfeita, a força última pode ser obtida e é dada pela expressão 5.2.19. Se a expressão 5.2.21 não é satisfeita, então um outro valor de y_0 é escolhido e o procedimento repetido.

6 EMENDAS EM BARRAS E OUTRAS CONEXÕES

6.1 EMENDAS EM BARRAS

Na maioria das estruturas metálicas surge a necessidade de se executar emendas em barras, devido principalmente as limitações de comprimento máximo dos perfis laminados (12 metros) e chapas, ou mesmo por limitações de transporte e/ou dificuldades no manuseio e montagem.

Como critérios de projeto, uma emenda deve ser projetada tendo em vista os seguintes aspectos:

- apresentar resistência igual ou superior às solicitações: trata-se de uma condição de resistência, aplicável ao dimensionamento de qualquer elemento estrutural, seja uma barra ou conexão;
- apresentar uma resistência igual ou superior a pelo menos 50% da capacidade da barra: trata-se de uma condição de compatibilidade, ou seja, propiciar que a resistência da emenda não seja muito inferior à capacidade da barra, independentemente do valor das solicitações;
- apresentar concepção tal que as concentrações de tensões sejam amenizadas e ainda apresentar facilidades de execução, evitando-se por exemplo, soldas de execução complicada e instalação de parafusos em locais de difícil acesso.

6.1.1 Emendas de pilares de edifícios

Nos edifícios de altura elevada e nos edifícios industriais com ponte rolante, é comum a adoção de pilares com altura variável, uma vez que há significativa variação na intensidade dos esforços, portanto torna-se inevitável a existência de emendas.

No caso de pilares predominantemente comprimidos, a norma brasileira NBR 8800 prevê a emenda por contato entre as partes, desde que usinadas, entretanto sempre há necessidade de se prever meios e elementos de ligação posicionados de modo a manter alinhadas todas as partes da ligação e dimensionados para 50% da compressão de cálculo. Além disso, tais ligações devem ser dimensionadas também para resistir à totalidade das solicitações de cálculo que não sejam transmitidas por contato, incluindo os casos de inversão de esforços.

Segundo o Manual Brasileiro para Cálculo de Estruturas Metálicas, as emendas mais empregadas são feitas com parafusos de alta resistência pré-tracionados. Entretanto, o

emprego das ligações soldadas de campo vem sendo desenvolvido, devido a maior simplicidade na fabricação das peças.

As emendas parafusadas podem ser executadas com cobre-juntas ou com chapas de topo, como mostram as figuras 6.1a e b. Já as soldadas podem ser executadas ligando-se diretamente um perfil ao outro ou usando-se uma chapa transversal, como mostram as figuras 6.1c e d.

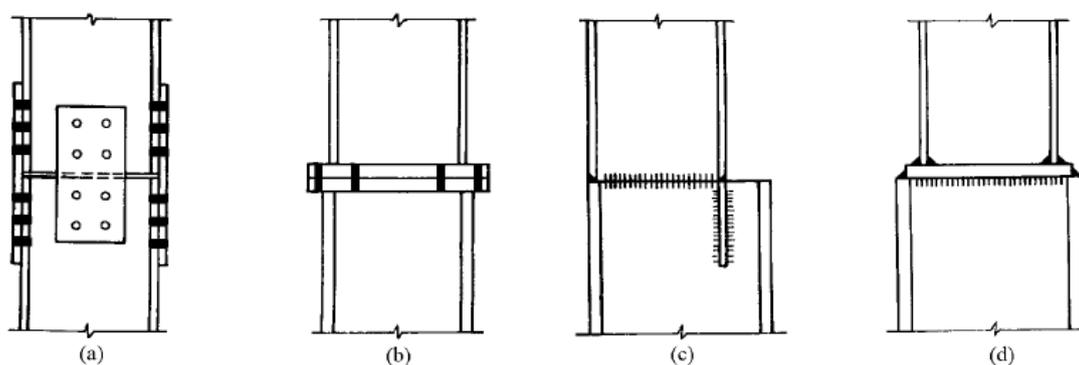


FIGURA 6.1 - Tipos de emendas. (a) Emenda parafusada com cobrejuntas; (b) emenda parafusada com chapa de topo; (c) emenda soldada ligada diretamente; (d) emenda soldada com chapa de topo. (BRASIL – 1986/1988)

Nas ligações parafusadas com chapa de topo, como mostrada na fig. 6.1b, são soldadas chapas às extremidades dos perfis. Essas ligações podem ser rotuladas ou engastadas, dependendo da disposição dos conectores.

Na prática, este tipo de ligação pode ocorrer em edifícios elevados, onde as emendas com cobre-juntas apresentam o inconveniente de aumentar a espessura do perfil, dificultando a proteção contra fogo no local da emenda, já a chapa de topo, devido à sua pequena espessura, pode ser embutida na laje do piso.

As emendas de pilares executadas na fábrica, devido à maior simplicidade de projeto e fabricação, além de um melhor controle de qualidade são, na grande maioria, ligações soldadas.

6.1.2 Emendas em vigas

As emendas soldadas em vigas devem ser feitas, preferencialmente, com solda em chanfro de penetração total, a qual permite uma transmissão “direta” de esforços, evitando-se

concentração de tensão. Em vigas de grandes dimensões, é conveniente conectar as mesas em seção diferente da emenda da alma, como mostra a fig. 6.4a.

Neste tipo de emenda, a sequência de soldagem é importante, de modo a evitar esforços internos causados pelo resfriamento dos cordões de solda. PFEIL - 2000 recomenda soldar inicialmente as mesas, e em seguida executar a solda da alma e completar a solda de composição da alma com as mesas.

As emendas soldadas também podem ser executadas com o auxílio de cobre-juntas e soldas de filete, como mostra a fig. 6.4b. Além da estética em geral desagradável, um inconveniente deste detalhe é a considerável concentração de tensão em alguns pontos, o que deve ser evitado em alguns casos, como por exemplo, nas situações de fadiga.

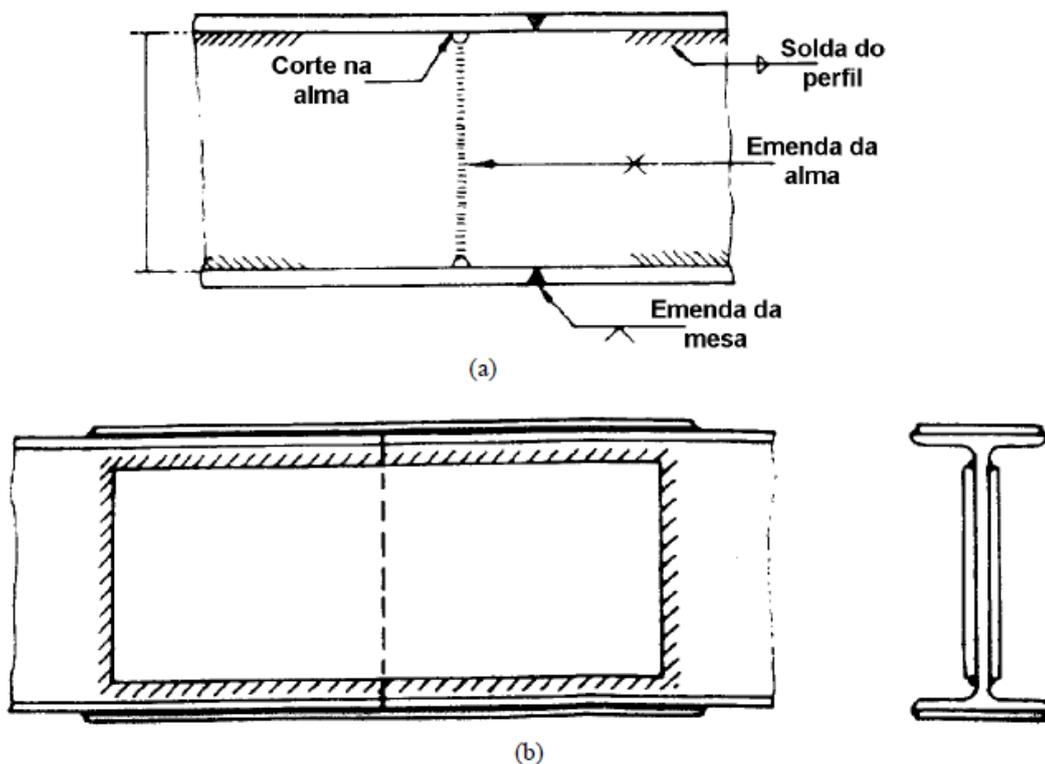


FIGURA 6.2 - (a) Emenda de viga com solda em chanfro; (b) emenda de viga com chapas e solda de filete. (PFEIL - 2000)

Segundo PFEIL - 2000, as emendas devem estar localizadas de preferência em seções pouco solicitadas. Entretanto, as emendas de campo ficam, muitas vezes, determinadas por condições de transporte e montagem.

Segundo QUEIROZ - 1989, os esforços ou as tensões são determinados nos elementos planos da seção do perfil (almas e mesas) com base nos esforços solicitantes da

seção teórica de ligação, situada no plano X-X da fig. 6.5. Os esforços ou resultantes de tensões em cada elemento plano são, então, aplicados no par de cobre-juntas correspondente, como se elas fossem subdivididas pelo plano X-X, e transferidos para o centro de gravidade do grupo de parafusos (ou se for o caso, das soldas de filete), com a devida variação do momento, devida à excentricidade das forças.

Nesse caso, os parafusos das mesas e das almas devem ser verificados, além da verificação do esmagamento dos furos, rasgamento entre furos e rasgamento entre furos e bordas de todos os elementos envolvidos (mesas, almas e cobre-juntas de mesas e almas). Para as cobre-juntas das mesas e da alma, deve-se verificar o escoamento, a ruptura, o colapso por rasgamento e a flambagem local. Para as mesas e alma dos perfis, deve-se verificar a ruptura e o colapso por rasgamento.

Segundo PFEIL, a emenda da fig. 6.5 está em geral sujeita a um momento fletor M e a um esforço cortante V . Levando em consideração que a distribuição do momento fletor é feita com base na compatibilidade de curvatura na seção da emenda ($M_w/EI_w = M_f/EI_f = M/EI$), a parcela de momento fletor transmitida pelas mesas M_f pode ser calculada pela proporção entre o momento de inércia das mesas I_f e o momento de inércia total I_t . Com isso:

$$M_f = M \frac{I_f}{I_t} \approx M \frac{A_f}{A_f + A_w / 6} \quad (6.1.1)$$

onde: A_f = área de cada mesa

A_w = área da alma

O esforço na cobre-junta da mesa resulta:

$$F = \frac{M_f}{h_f} \quad (6.1.2)$$

onde: h_f = distância entre os centros das mesas

6.1.3 Emendas em barras axialmente solicitadas

As barras constituídas por cantoneira simples ou dupla são amplamente empregadas em treliças e sistemas de contraventamento, sendo portanto, predominantemente solicitadas axialmente, ou seja, tracionadas ou comprimidas. A fig. 6.3 referem-se à emendas em cantoneira dupla.

Segundo MALITE et al. - 1994, a emenda de cantoneira simples pode ser feita utilizando-se como cobre-junta uma cantoneira de mesma seção transversal da barra a ser emendada, o que garante que a tensão média seja a mesma da barra, pois é estabelecida a igualdade de áreas.

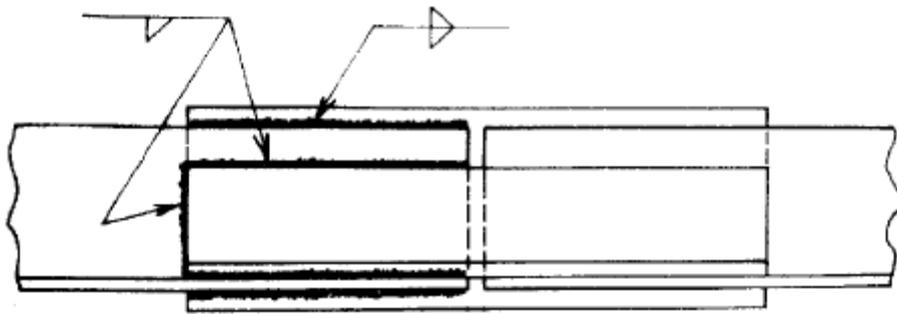


FIGURA 6.3 - Emendas entre elementos de tamanhos diferentes. (MALITE – 1994)

No caso de emendas soldadas como na fig. 6.3, a parcela de esforço normal para cada elemento pode também ser determinada pela equação 6.1.3. Com isso, o comprimento de solda necessário L_s , tanto na chapa de miolo quanto na cantoneira lateral pode ser determinado dividindo-se a parcela de esforço normal, pela resistência de cálculo do filete ϕR_n por unidade de comprimento, levando-se em consideração a ruptura da solda na seção efetiva e o escoamento do metal base na face de fusão.

$$\sum L_s = \frac{N}{\phi R_n}$$

(6.1.3)

6.2 SOLDA DE COMPOSIÇÃO EM PERFIS

Segundo MALITE et al. - 1994, a fabricação de perfis através da composição de chapas é uma prática bastante comum. Isto ocorreu devido à necessidade de se obter perfis diferentes dos laminados disponíveis no mercado.

Até a década de 50 tal composição era feita com a utilização de rebites, mas com o aprimoramento das técnicas de soldagem, a grande maioria dos perfis compostos passaram a ser confeccionados por meio de soldas.

No Brasil, devido à pequena gama de perfis laminados e a total inexistência de laminados de abas planas, resta a opção de perfis soldados. Esses perfis apresentam custos mais elevados em comparação com os laminados, mas apresentam como vantagem a grande liberdade de escolha das dimensões da seção transversal. A fig. 6.4 mostra os tipos mais comuns de perfis soldados.

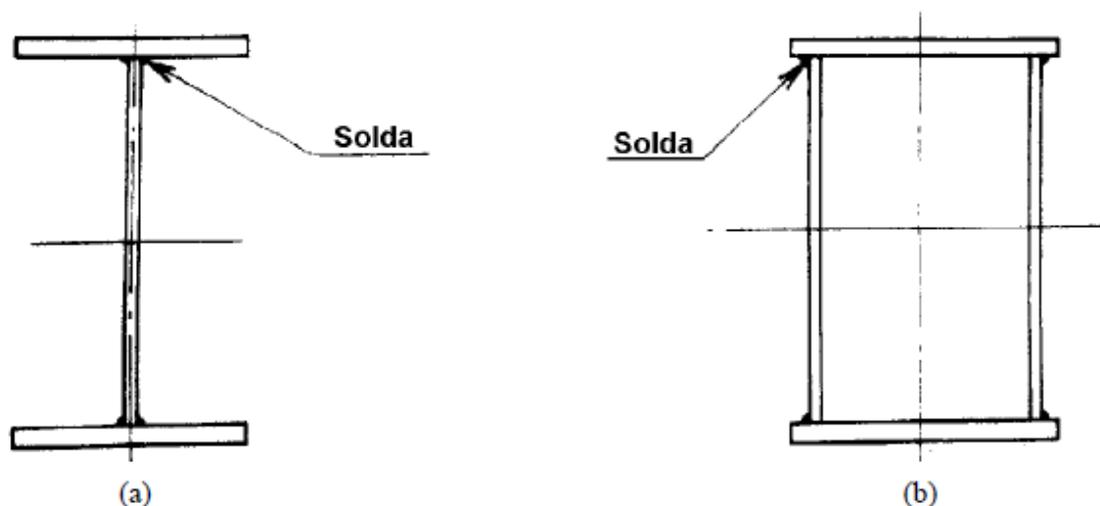


FIGURA 6.4 - Exemplos de perfis soldados. (a) Perfil I; (b) seção caixão. (MALITE – 1994)

A solda de composição, que pode ser filete ou chanfro, deve resistir às tensões normais e de cisalhamento na interface mesa-alma, conferindo o trabalho conjunto destes elementos. A fig. 6.5 ilustra a distribuição destas tensões na seção transversal, proveniente da flexão.

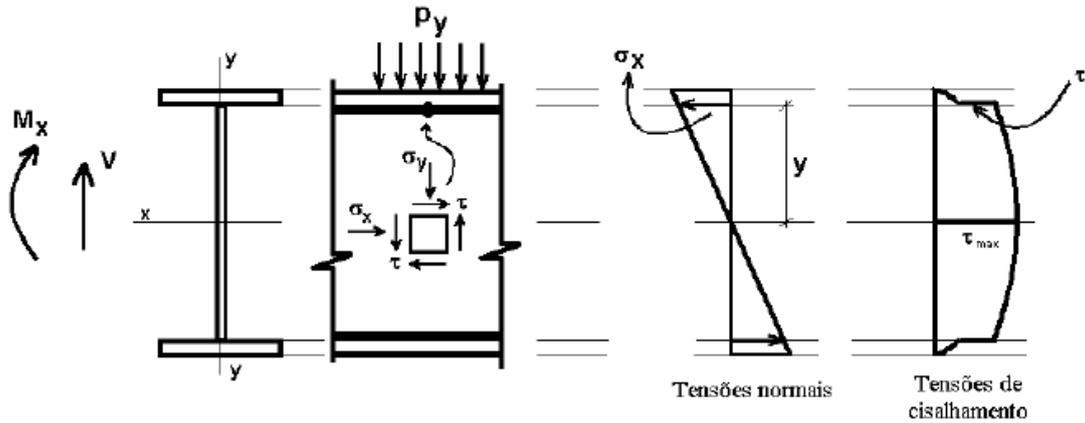


FIGURA 6.5 - Distribuição de tensões normais e de cisalhamento na flexão. (SCHULTE – 1981)

No caso geral, devem ser admitidas as seguintes tensões:

- a) tensão normal perpendicular ao eixo da solda (σ_y)

$$\sigma_y = \frac{P_y}{a}$$

(6.2.1)

- b) tensão normal paralela ao eixo da solda (σ_x)

$$\sigma_x = \frac{M_x}{I_x} y$$

(6.2.2)

- c) tensão de cisalhamento (τ)

$$\tau = \frac{VM_s}{I_x t}$$

(6.2.3)

onde: p_y = força perpendicular ao eixo da barra, admitida uniformemente distribuída no trecho analisado

M_x = momento fletor em relação ao eixo x

V = força cortante

I_x = momento de inércia em relação ao eixo de flexão x

M_s = momento estático correspondente à interface mesa-alma

t = garganta efetiva da solda ou dimensão teórica da face de fusão. Por exemplo, admitindo-se solda de composição constituída por dois filetes, $t = 2a$ (a = garganta efetiva = $0,7b$), ou $t = 2b$ (b = dimensão efetiva ou perna do filete)

y = distância da interface mesa-alma à linha neutra

É importante salientar que as tensões σ_x , σ_y e τ devem ser avaliadas para uma mesma seção transversal da barra. A consideração do efeito combinado das tensões normais e de cisalhamento pode ser feita mediante um critério de resistência, como por exemplo o critério da energia de distorção (*von Mises*), o qual estabelece uma tensão ideal σ_i , cujo valor para o estado plano de tensões é dado por:

$$\sigma_i = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3\tau^2} \quad (6.2.4)$$

Para o método dos estados limites, o valor de cálculo da tensão ideal σ_{id} , deve ser igual ou inferior à resistência de cálculo da solda.

Em seções delgadas de abas largas, como as seções “I”, “U” ou caixão, é razoável admitir que a tensão de cisalhamento seja uniformemente distribuída ao longo da altura da alma, desprezando a contribuição das mesas (fig. 6.6), o que implica num erro relativamente pequeno. Com esta aproximação, a tensão de cisalhamento é dada por:

$$\tau = \tau_m = \frac{V}{A_w} \quad (6.1.5)$$

onde: τ_m = tensão de cisalhamento média na alma

A_w = área da alma

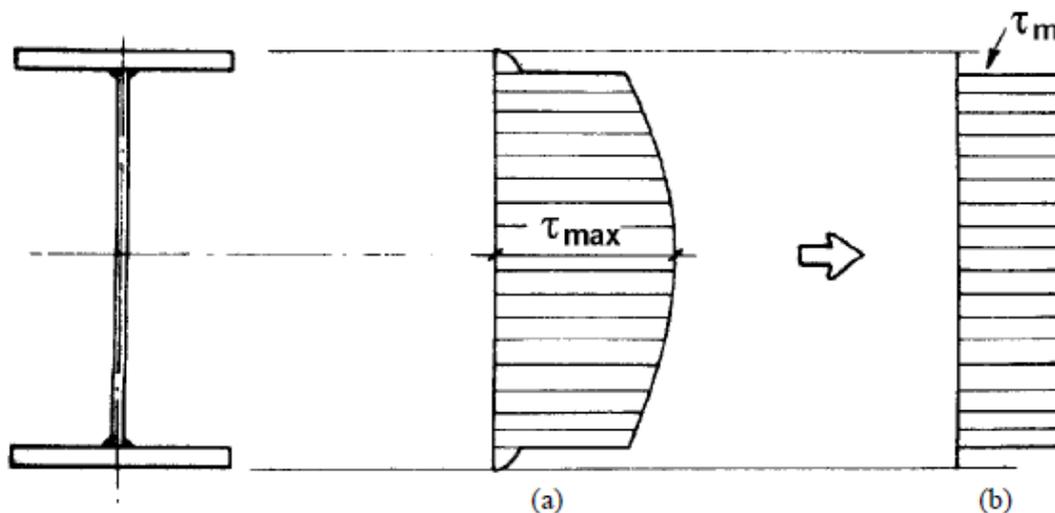


FIGURA 6.6 - (a) Distribuição real da tensão de cisalhamento em seção I, (b) distribuição uniforme da tensão de cisalhamento na alma em seção I. (MALITE – 1994)

Segundo PFEIL - 2000, ensaios demonstram que o dimensionamento das soldas de composição de perfis, não submetidos a elevadas forças concentradas, pode ser feito considerando apenas a tensão de cisalhamento na interface mesa-alma.

Quando o perfil é projetado para uma determinada utilização, ou seja, sabe-se a priori quais as ações e os correspondentes esforços, a solda é naturalmente dimensionada para tais esforços. Contudo, na maioria dos casos, os perfis soldados são fabricados para uso geral e conseqüentemente os esforços não são previamente conhecidos. Nestes casos, a solda de composição deve ser projetada para uma força cortante igual à própria resistência da seção à força cortante.

7 FABRICAÇÃO E QUALIDADE NAS SOLDAS

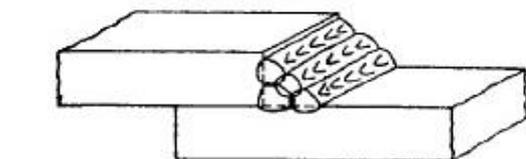
7.1 FATORES QUE AFETAM A QUALIDADE DE CONEXÕES SOLDADAS

7.1.1 Eletrodos, dispositivos de soldagem e procedimentos

Segundo SALMON & JOHNSON - 1990, o tamanho do eletrodo selecionado é baseado na dimensão nominal da solda e na satisfatória corrente elétrica dos dispositivos de soldagem. Desde que a maioria das máquinas de soldagem possuem controles para mudar a saída de corrente, eletrodos de diferentes diâmetros podem facilmente ser acomodados e utilizados. Desde que o metal de solda no arco de soldagem é depositado por um campo eletromagnético e não por gravidade, o soldador não é limitado para posições de soldagem planas e horizontais. O projetista deverá evitar, sempre quando possível, as posições sobre cabeça e vertical descendente, uma vez que são as mais difíceis para se executar, mas nada impede sua utilização. As ligações soldadas em oficina são usualmente executadas nas posições plana e horizontal, mas soldas de campo podem requerer qualquer posição de soldagem, dependendo da orientação da conexão. A posição de soldagem para soldas de campo deverá ser cuidadosamente considerada pelo projetista.

Segundo GAYLORD et al. - 1992, posicionamento do eletrodo para a execução da soldagem é também um fator importante. Para uma solda de filete, o eletrodo comumente deverá se posicionar no meio do ângulo formado entre as duas faces de fusão. Além disso, ele deve inclinar-se em aproximadamente 20 graus na direção de percorrimto.

Os mais eficientes filetes de solda são aqueles que podem ser feitos em um único passe. Grandes filetes de soldas podem usualmente requerer dois ou mais passes, fig. 7.1. A maior dimensão do filete num único passe depende da posição de soldagem e da habilidade do soldador, bem como do processo e do tipo de junta a ser executada.



Solda de filete com múltiplos passes.

FIGURA 7.1 - Solda de filete com múltiplos passes. (GAYLORD – 1992)

7.1.2 Preparação das juntas

Para soldas de filete não é requerida a preparação das extremidades. Já em soldas em chanfro, é geralmente necessário preparar as superfícies dos elementos presentes na união. A preparação ideal das partes tem por objetivos básicos facilitar o acesso do eletrodo em toda espessura da junta a ser soldada, garantindo que o metal de solda seja depositado corretamente, garantindo dependendo do código a ser utilizado, penetração de raiz e os passes subsequentes.

O mais crítico passe da soldagem é o primeiro e a parte mais crítica da preparação da solda que é a preparação da raiz. A abertura da raiz é a separação das partes presentes na ligação e é feita para os eletrodos acessarem a base da conexão.

Para que a poça de solda possa penetrar na face profunda, a abertura da raiz não deve ser muito estreita, contudo para essa poça ser estabelecida, essa abertura não deve ser muito larga. Os tamanhos da espessura da raiz e da profundidade da raiz dependem da escolha do processo de soldagem, das variáveis de soldagem e das posições de soldagem. Segundo OWENS & CHEAL - 1989, valores típicos dessa abertura para soldagem a arco com eletrodo revestido ou soldagem semi-automática GMAW, são de 2-3 mm e 1-2 mm, respectivamente. Para soldagem a arco submerso valores típicos podem estar entre 0-2 mm e 4-6 mm, devido à melhor penetração alcançada com esse processo. Se devido a tolerância estrutural, a abertura da raiz não puder ser mantida dentro dos limites apropriados, uma chapa de base ou apoio (cobre-junta) pode ser utilizada em conjunto com a larga abertura da raiz, para suportar a poça de solda. Preparações de extremidades típicas para soldas em chanfro são mostradas na fig. 7.2.

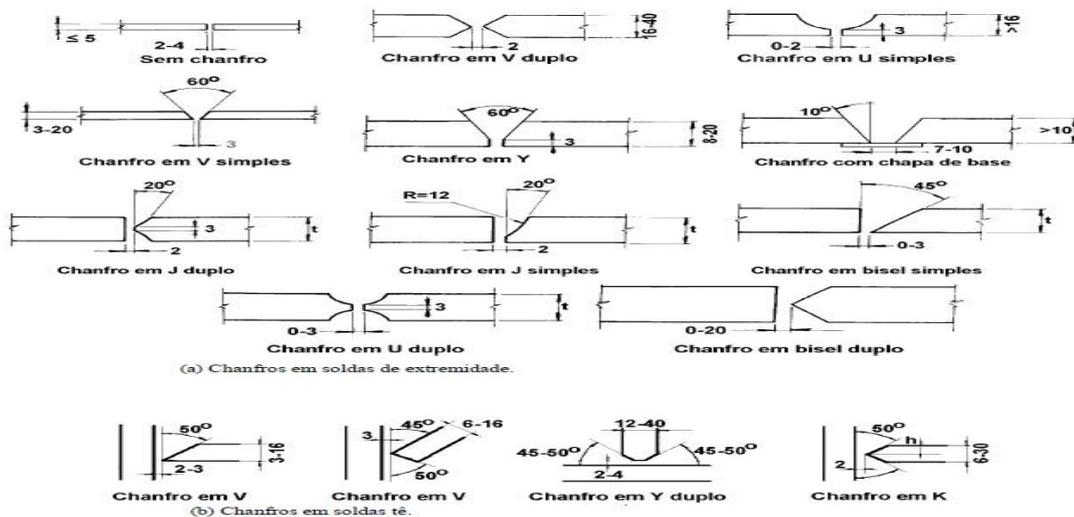


FIGURA 7.2 - Preparações de extremidades de soldas em chanfro. (BELLEI – 2004)

Referindo-se à fig. 7.2, Segundo **SIDERBRÁS - 1988**, as soldas sem chanfro podem ser executadas com espessuras até 10 mm pelo processo de soldagem GMAW.

7.1.3 Controle de distorção

Segundo **OWENS & CHEAL - 1989**, logo que uma gota de solda fundida e depositada é iniciado o resfriamento, essa gota começa a solidificar-se, e conseqüentemente contrair-se, tanto longitudinalmente quanto transversalmente ao seu eixo. Esta contração introduz tensões residuais tanto no metal de solda quanto no metal base, o que provoca distorções significativas nos elementos. A figura 7.3 ilustra tal efeito.

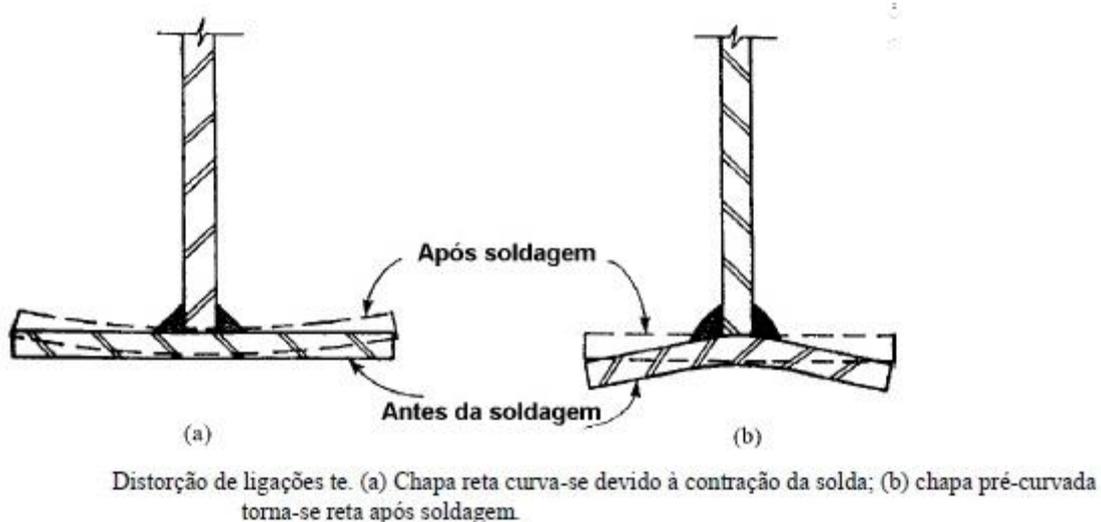


FIGURA 7.3 - Distorções de ligações em T. (COOPER – 1985)

A contração transversal provoca distorções angulares e fora do plano. Há alguns meios apropriados para controlar estas distorções. Um é pré-ajustar os elementos ou usar chapas com pré-curvatura antes da soldagem, de tal forma que após à soldagem a distorção associada à geometria final seja aceitável, como na fig. 7.3b. Outro meio muito empregado é a execução de seqüências de soldas intermitentes, com posterior preenchimentos dos espaços intermediários. Além disso, é interessante usar o mínimo metal de solda possível, e fazer a solda com uma mínima quantidade de passes.

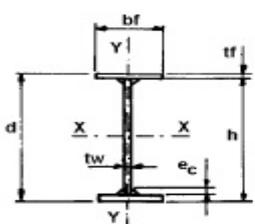
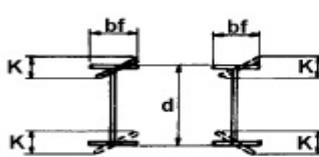
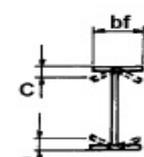
Segundo **SALMON & JOHNSON - 1990**, para minimizar a contração e garantir adequada ductilidade, a AWS tem estabelecido um mínimo pré-aquecimento e temperaturas de inter-passes. Para soldas requerendo mais de um passe em uma operação de soldagem ao

longo da junta, a temperatura de inter-passe é a temperatura da solda depositada quando o próximo passe é iniciado.

Segundo BELLEI - 2004, em função da experiência, foram estabelecidos três padrões de tolerância para perfis “I” soldados, que são: padrão I, para estruturas que requerem maior rigor dimensional, tais como: pilares de edifícios de múltiplos andares, vigas de rolamento, pontes ferroviárias, etc.; padrão II, para estruturas convencionais, tais como: galpões industriais, exceto vigas de rolamento, vigas de edifícios, etc.; padrão III, para estruturas secundárias e complementares, tais como: estacas, postes, escadas, etc.

A tabela 7.1 fornece algumas tolerâncias dimensionais para um perfil “I” soldado, de modo a quantificar o controle de distorção.

TABELA 7.1 Descontinuidades encontradas nos processos de soldagem. (ABNT – 2008)

Variáveis		Parâmetros	Tolerância		
			Padrão I	Padrão II	Padrão III
Dimensões transversais		d	±3,0	±4,0	±5,0
		bf	±3,0	±4,0	±5,0
		tw e tf < 9,5	+6,0%	+6,0%	+6,0%
		9,5 ≤ tw e tf < 12,5	+5,0%	+5,0%	+5,0%
		12,5 ≤ tw e tf ≤ 19	+4,0%	+4,0%	+4,0%
		19 < tw e tf	+3,5%	+3,5%	+3,5%
	L ≤ 12000*	±3,0	+10,0 -3,0	+10,0 -5,0	
Paralelismo das mesas		bf ≤ 200	≤ 2,0	≤ 3,0	≤ 4,0
		bf > 200	≤ 3,0	≤ 4,0	≤ 5,0
Curvatura transversal das mesas		C	≤ 2,0	≤ 3,0	≤ 4,0

*Para perfil com comprimento L maior que 12000 mm, admite-se uma tolerância adicional de +1,0 mm para cada metro

7.2 DEFEITOS NA SOLDA

As principais descontinuidades comumente encontradas nos vários processos de soldagem são mostradas na tabela 7.2, e analisadas logo depois. A norma AWS D1.1, estabelece critérios de aceitabilidade de tais defeitos.

TABELA 7.2 – Descontinuidades encontradas nos processos de soldagens. (CUNHA – 1985)

Descontinuidades encontradas nos processos de soldagem.

Processo de soldagem	Porosidade	Inclusão de escória	Penetração incompleta	Fusão incompleta	Mordedura	Fissuras
SMAW	X	X	X	X	X	X
SAW	X	X	X	X	X	X
TIG	X	Inclusão de W		X		X
GMAW	X	X	X	X	X	X

7.2.1 Mordedura

Mordedura significa um entalhe fundido dentro do metal base adjacente à extremidade de uma solda e deixado sem preenchimento de metal de solda. A mordedura mostrada na fig. 7.4a, segundo OWENS & CHEAL - 1989, é geralmente formada quando grande quantidade de metal base é levado dentro da poça de solda e algum distúrbio na poça impede a deposição neste ponto. Este distúrbio pode ser ocasionado por uma alta corrente, produzindo excessiva turbulência na poça de solda. Provavelmente a situação mais comum para este tipo de mordedura, ocorre com a deposição de grandes passes únicos do metal de solda na posição horizontal/vertical, para formar um filete de solda. Os defeitos de fenda mostrados na fig. 7.4b ocorrem provavelmente se é produzido aquecimento insuficiente no metal base, na imediata vizinhança da poça de solda.

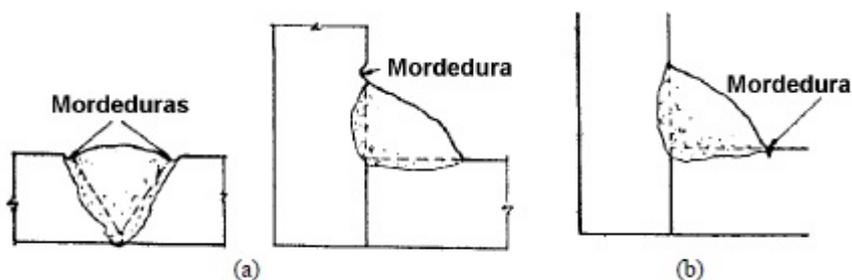


FIGURA 7.4 - Exemplos de defeitos de mordedura. (a) Mordedura larga e curvada; (b) mordedura estreita. (OWENS – 1989)

Esses defeitos são facilmente detectados visualmente e podem ser corrigidos pela deposição adicional de material de solda.

7.2.2 Inclusões de escória

Essas escórias são partículas não metálicas, de densidade mais baixa que o metal de solda fundido, usualmente derivadas do fluxo, que são apanhadas pela poça de solda, como na fig. 7.5. Suas inclusões podem aparecer em soldas de múltiplos passes, e nesta situação, são usualmente ocasionadas pelo limpamento inadequado entre os passes e também por um rápido resfriamento da solda que pode capturar a escória antes que ela possa subir para a superfície. Isso tudo é somado muitas vezes com formas desfavoráveis do filete ou uma sequência incorreta do mesmo. Segundo OWENS & CHEAL - 1989, elas podem assumir considerável comprimento e, por essa razão, influenciar a resistência da seção transversal. Alternativamente elas podem ocorrer na raiz da solda, usualmente como um resultado da abertura da raiz ser demasiadamente estreita.



FIGURA 7.5 - Exemplos de inclusão de escória. (OWENS – 1989)

7.2.3 Penetração incompleta

Segundo SALMON & JOHNSON - 1989, penetração incompleta significa a solda estender-se em uma distância mais rasa, através da profundidade do chanfro, onde penetração completa foi especificada. Isto pode ocorrer na raiz ou entre passes, em uma solda executada com múltiplos passes (ver fig. 7.6). Esse defeito pode ser causado por corrente de soldagem insuficiente, dando uma insatisfatória concentração de energia dentro da poça de solda e também pode ser causado quando um excessivo grau de velocidade de soldagem é utilizado. Alternativamente, segundo OWENS & CHEAL - 1989, esse defeito pode surgir quando se

utiliza um eletrodo de grande diâmetro na soldagem, quando a abertura da raiz é demasiadamente pequena, ou quando a sequência de soldagem do filete de solda é incorreta. Estes problemas podem ser corrigidos pela modificação do procedimento de soldagem.

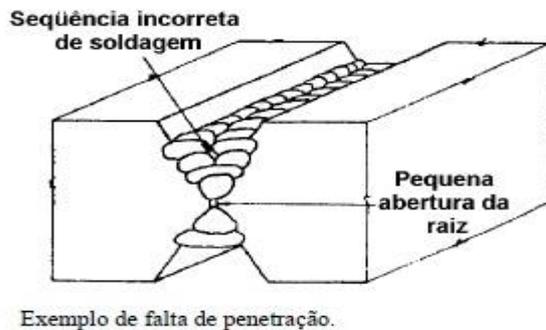


FIGURA 7.6 - Exemplo de falta de penetração. (OWENS – 1989)

7.2.4 Fusão incompleta

Como diz o próprio nome, é a fusão incompleta do metal base e/ou do metal de solda. Este defeito, exemplificado na fig. 7.7, é uma forma menos extrema de falta de penetração. Isto pode ser causado por formas mais brandas da mesma falha que conduz a falta de penetração, como o uso de corrente insuficiente e rápido grau de velocidade de soldagem e pode, em adição, ser um resultado da contaminação ocasionada por ferrugem, escória, óxidos, ou outros materiais estranhos presentes na superfície da ligação. Segundo OWENS & CHEAL - 1989, isto pode ser corrigido por uma melhor limpeza e/ou com uma modificação do processo de soldagem.

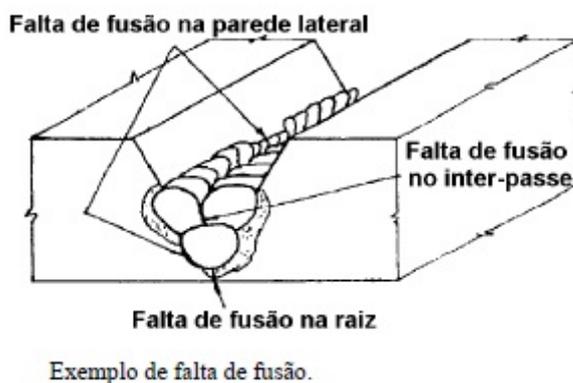


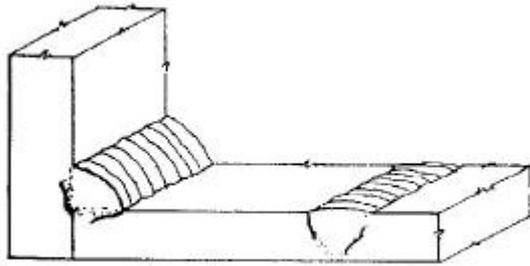
FIGURA 7.7 - Exemplo de falta de fusão. (OWENS – 1989)

7.2.5 Porosidade

Porosidade é a formação de pequenos vazios no metal de solda, e é causada pela captura de gás na poça de solda fundida, durante o processo de resfriamento. As cavidades são geralmente esféricas mas podem ser alongadas. Segundo OWENS & CHEAL - 1989, elas surgem porque a solubilidade do gás na poça de solda diminui quando a temperatura recua. O gás pode surgir por alguma contaminação da chapa ou do eletrodo, por um turbulento fluxo de gás quando o processo com proteção gasosa é utilizado, ou também quando se utiliza um longo arco com fluxos básicos, além do uso excessivo de altas correntes. Segundo SALMON & JOHNSON - 1989, a porosidade pode ocorrer uniformemente dispersada através da solda, ou ela pode ser uma grande bolsa concentrada na raiz de um filete de solda ou na raiz próxima à uma chapa de base, em uma solda em chanfro, devido à ineficiência do processo de soldagem e descuidado uso destas chapas.

7.2.6 Trincas por introdução de hidrogênio na zona afetada pelo calor (ZAC)

Este tipo de trinca, mostrado na fig. 7.8, geralmente ocorre nas zonas afetadas pelo calor após à soldagem. Segundo OWENS & CHEAL - 1989, as trincas ocorrem com mais frequência quando a temperatura abaixa de 300°C. Entretanto, estas podem não ocorrer inicialmente e desenvolver-se consideravelmente mais tarde, ou seja, durante a vida útil da estrutura. O mecanismo de ruptura depende de alguns fatores interligados. O grau de resfriamento na zona afetada pelo calor pode ser similarmente associado a um rápido resfriamento, que dependendo da composição do aço, pode causar um considerável endurecimento e uma perda da sua ductilidade. O hidrogênio pode ser introduzido dentro da região do arco da solda pela umidade do fluxo ou por contaminação de hidrocarbono. Nas altas temperaturas, o metal de solda e a zona afetada pelo calor, dissolvem significativas quantidades de qualquer hidrogênio disponível. Quando a temperatura cai, a solubilidade do hidrogênio diminui e ocorrem concentrações de gases que formam vazios microscópicos com alta pressão. O metal de solda pode acomodar-se devido a sua ductilidade, mas a zona afetada pelo calor torna-se excessivamente quebradiça, desenvolvendo trincas ou fissuras.



Exemplos de trincas na zona afetada pelo calor.

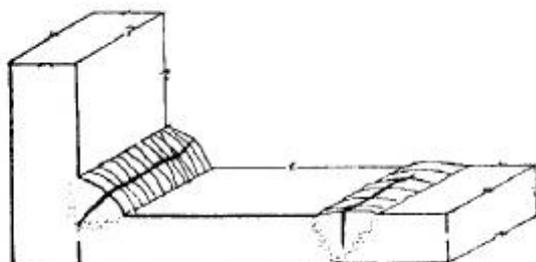
FIGURA 7.8 - Exemplos de trincas na zona afetada pelo calor. (OWENS – 1989)

Segundo OWENS & CHEAL - 1989, existem alguns parâmetros chave para eliminar esta forma de trinca:

- observar a composição do material, onde a suscetibilidade ao aparecimento da trinca depende da qualidade temperável do material base, que depende de sua composição, como o elevado teor de carbono;
- o controle do teor de hidrogênio. Independente à composição do material base, os eletrodos devem sempre estar apropriadamente secos e a junta deve ser livre de contaminação. Eletrodos básicos (hidrogênio controlado) deverão ser usados.
- o grau de velocidade de resfriamento. Quanto menor a velocidade de resfriamento, menor é a suscetibilidade de um material tornar-se quebradiço sob tensão, ocasionada pela introdução de gás. Além disso, uma maior diminuição do grau de velocidade de resfriamento, fornece mais tempo para o excesso de hidrogênio dispersar-se na solda e na zona afetada pelo calor.

7.2.7 Trincas devido a solidificação do metal de solda

Segundo OWENS & CHEAL - 1989, esta forma de defeito é usualmente uma trinca longitudinal que se forma após o metal de solda estar solidificado (ver fig. 7.9). Deste modo, sabe-se que devido ao fluxo de calor, a porção central da poça de solda é a última a solidificar-se. Desde que a maioria das impurezas têm ponto de fusão mais baixo que o aço, elas podem concentrar-se nesta região e formar fitas semi-contínuas de segregados. Somado a isso, nas soldas contínuas o resfriamento após solidificação tenta contrair a solda e esta por sua vez pode trincar nestas regiões de fragilidade.



Exemplos de trincas devido a solidificação do metal de solda.

FIGURA 7.9 - Exemplos de trincas devido a solidificação do metal de solda. (OWENS – 1989)

A composição é o parâmetro mais importante no controle desta forma de trinca. Assim, impurezas como enxofre e fósforo são as mais significativas, e têm que ser minimizadas no eletrodo e no metal base. Tal como a trinca na zona afetada pelo calor, o grau de restrição é também um parâmetro significativo.

Essa trinca é mais provável para desenvolver-se com penetração profunda, com soldagem a arco submerso, devido a alta diluição. Se ela ocorrer nesta situação, uma mudança no procedimento de soldagem, para menores passes de solda, com baixa energia no arco e consequentemente menor penetração, deverá aliviar o problema. Quando em soldagem manual, em aços com elevado teor de enxofre, eletrodos básicos com controle de hidrogênio deverão ser utilizados porque eles possuem uma maior ductilidade que os outros eletrodos. Alternativamente, eletrodos com elevado teor de manganês podem ser usados, porque o sulfeto de manganês que é formado, tem um ponto de fusão mais elevado que os sulfetos ferrosos e por esta razão não podem concentrar-se no centro da solda.

7.2.8 Rasgo lamelar ou dupla laminação

Este problema tem considerável importância em projeto. Ele é causado pelos defeitos surgidos durante o processo de laminação do aço base. Não tem como detectar visualmente.

Como o aço é laminado, partículas esferoidais de impurezas tornam-se alongadas dentro dos elementos, em formas descontínuas. Estas descontinuidades, segundo OWENS & CHEAL - 1989, reduzem a resistência da espessura e a ductilidade do aço, comparado com suas propriedades em outras direções. Podem ser detectadas somente com ensaios sub-superficiais como por exemplo o ultra-som.

7.2.9 Perfil do cordão de solda

O perfil de cordão também faz parte desta lista, em função de seu aspecto visual pode ser reprovado em função do código a ser utilizado. Na norma AWS D1.1 que trata das soldas de estruturas metálicas, informa os requisitos para aprovação do cordão.

7.3 CONTROLE DE QUALIDADE DA SOLDAGEM

Segundo GAYLORD et al. - 1992, a produção de uma solda idônea é governada por muitos fatores. O tipo de ligação, sua preparação e execução, a abertura da raiz, etc., são tão importantes, quanto a posição de soldagem, a corrente de soldagem, a voltagem e o grau de velocidade de percorrimto. A acessibilidade para a operação de soldagem é também importante, deste modo a qualidade de uma solda é determinada por uma considerável condição do posicionamento do eletrodo.

Os procedimentos de soldagem procedem com as propriedades dos metais, o tipo de chanfro e posição de soldagem, o eletrodo e sua dimensão, a corrente e voltagem e os requerimentos para pré-aquecimento do metal base. O operador deve também ser qualificado para executar a soldagem, desenvolvendo testes em testemunhos (corpos-de-prova), que devem apresentar a requerida resistência e ductilidade. Todavia, a qualificação de procedimentos e do operador não são o bastante para garantir soldas satisfatórias, deste modo, a inspeção torna-se importante.

A inspeção e o procedimento de controle deverá começar antes que o primeiro arco seja desferido, contínuo do começo ao fim do procedimento de soldagem, e se necessário, um pré-teste na ligação deverá ser feito para garantir seu satisfatório desempenho.

É também importante a interpretação dos resultados de inspeção de uma solda, pois alguns defeitos podem ser relativamente não importantes, enquanto outros podem ser críticos em específicas situações de serviço.

São apresentados a seguir os principais métodos de inspeção de soldagem.

7.3.1 Inspeção visual

A mais fundamental forma de checagem de cordões de solda e a mais barata é pela inspeção visual, que depende da competência do observador. Ela pode ser usada para checar a qualidade de preparação da solda, a fissura no passe da raiz, o alinhamento dos passes da

solda em uma solda com múltiplos passes, a limpeza entre os passes, os defeitos de mordedura, porosidade e contorno da superfície e a geometria final da solda.

Geralmente, usa-se este método como preliminar de um dos outros descritos a seguir, ou para soldas de menor responsabilidade.

7.3.2 Líquidos penetrantes

Segundo OWENS & CHEAL - 1989, o penetrante é um líquido colorido de baixa viscosidade que é atraído para dentro de qualquer superfície defeituosa através da ação de capilaridade. Este líquido é pulverizado sobre a solda e após um breve intervalo de penetração, o excesso de fluido é cuidadosamente removido. Um revelador, à base de talco ou gesso, é então pulverizado sobre a solda e nos materiais circunvizinhos. Ele atrairá o penetrante em qualquer defeito que ele tenha penetrado, por efeito de capilaridade, indicando claramente sua presença, através da coloração do revelador (ver fig. 7.10). Um procedimento similar consta de um líquido fluorescente que detecta imperfeições superficiais expostas à uma luz escura.



FIGURA 7.10 - Esquema do teste de inspeção de fissuras por líquidos penetrantes. (OWENS – 1989)

7.3.3 Inspeção por partícula magnética

Esta técnica monitora o vazamento de fluxo magnético que ocorre na presença de qualquer defeito na superfície ou próximo à superfície (aproximadamente 2,54 mm) quando a peça base é magnetizada. Usualmente um pó seco magnético vermelho é aplicado na superfície a ser analisada e um fluxo magnético é induzido no corpo base através de magnéticos. Este pó colorido é atraído por qualquer vazamento do fluxo magnético, deste modo salientando os defeitos (ver fig. 7.11). As partículas mantidas magnetizadas mostram a

localização, o tamanho e a forma das discontinuidades. Segundo OWENS & CHEAL - 1989, para uma máxima sensibilidade, uma série de direções de fluxo deverão ser analisadas, pois as falhas somente aparecem, se elas cortam transversalmente a linha de fluxo.

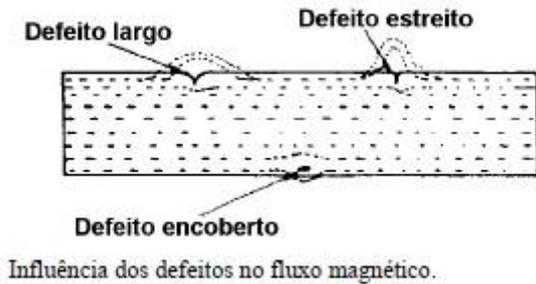


FIGURA 7.11 - Influência dos defeitos no fluxo magnético. (OWENS – 1989)

O sistema de magnetização pode ser desajeitado para certas posição de uso, sendo mais agradável para testar componentes em uma linha de montagem.

7.3.4 Inspeção radiográfica com raio X e raio Gama

Na inspeção por radiografia usa-se radiações de ondas curtas, tal como raios X ou raios Gama, para descobrir falhas na superfície e sub-superfície da solda. Deste modo, se uma solda é sujeita a uma forma de radiação, haverá uma emissão mais alta nas regiões onde existem defeitos, pois a irradiação encontra menos resistência. Esta variação pode ser registrada por meios de filmes fotográficos, como na fig. 7.12.

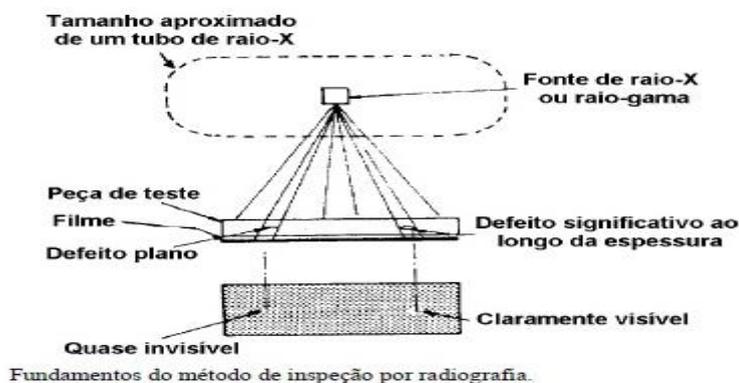


FIGURA 7.12 - Fundamentos do método de inspeção por radiografia. (OWENS – 1989)

Segundo OWENS & CHEAL - 1989, é necessário variar a intensidade e o comprimento de onda das emissões, em ordem para alcançar uma ótima penetração na solda. Com raios X isto é obtido pela modificação do tubo de voltagem. Um aumento ampliará a intensidade e reduzirá o comprimento de onda. Isto fornece um mais intenso raio X com grande penetração. Os raios Gama, geralmente possuem menores comprimentos de onda que os raios X, dando grandes penetrações. Diferentes fontes têm diferentes energias e comprimentos de onda. Quanto mais baixa a energia da fonte, melhor será o contraste no filme. Uma fonte popular é o irídio-192, que dá um negativo perfeito de alta qualidade para chapas de espessura entre 12-60 mm.

As vantagens dos raios X são que sua intensidade da radiação pode ser variada; ele é mais sensível e desde que a fonte pode ser desligada, é somente necessário tomar precauções de segurança durante o tempo de exposição, antes de se preocupar com um contínuo protegimento pesado. Os raios Gama possuem a vantagem do equipamento ser menor, mais barato e mais móvel que a unidade de raio X, além de fornecerem uma maior penetração e poderem ser utilizados em seções espessas.

Esses sistemas são muito mais sofisticados que as técnicas descritas anteriormente. Eles requerem total treinamento dos operadores, complexos equipamentos e elaboradas precauções de segurança para evitar riscos de radiação.

Sua principal vantagem é que ele possibilita que os defeitos da sub-superfície sejam detectados. Todavia, sua sensibilidade para defeitos que não possuem uma significativa dimensão na direção ao longo da espessura é pobre, onde a fissura deve ocupar aproximadamente 1,5% da espessura ao longo do metal. Além disso, a restrição física para arranjar a fonte oposta de radiação do filme pode criar dificuldades em geometrias complexas.

O custo dos equipamentos e precauções torna-se esse método o mais caro, com isso os sistemas ultra-sônicos vem gradualmente suplementado-se e superando a radiografia.

7.3.5 Inspeção ultra-sônica

A inspeção ultra-sônica é efetiva na localização de defeitos existentes na superfície e sub-superfície da solda. Este processo de inspeção é análogo a um radar. Segundo GAYLORD et al. - 1992, ondas sonoras de alta frequência enviadas através de uma área a ser inspecionada, são refletidas pelas discontinuidades e densidades diferentes. O som é produzido por um cristal cerâmico polarizado, energizado por uma corrente elétrica que

motiva o cristal a vibrar. A reflexão das ondas de som são monitoradas por um receptor, convertendo-as para energia elétrica, e exibindo-as com padrões visuais em um osciloscópio.

Segundo OWENS & CHEAL - 1989, dois modos de operação são empregados. Onde a direção do pulso é normal às superfícies, como na fig. 7.13a, é possível localizar a profundidade e qualquer defeito diretamente devido ao sistema de auto calibração. Haverá ecos separados pelo defeito e pela extrema delimitação e uma simples proporção pode ser usada para determinar a profundidade do defeito. Já onde o pulso está inclinado em relação à superfície, nenhum eco haverá na face extrema e qualquer eco por essa razão será prova de um defeito, como mostra a fig. 7.13b. Em muitos casos, diferentes direções sondadas deverão ser efetuadas, de modo a examinar diferentes partes da mesma solda.

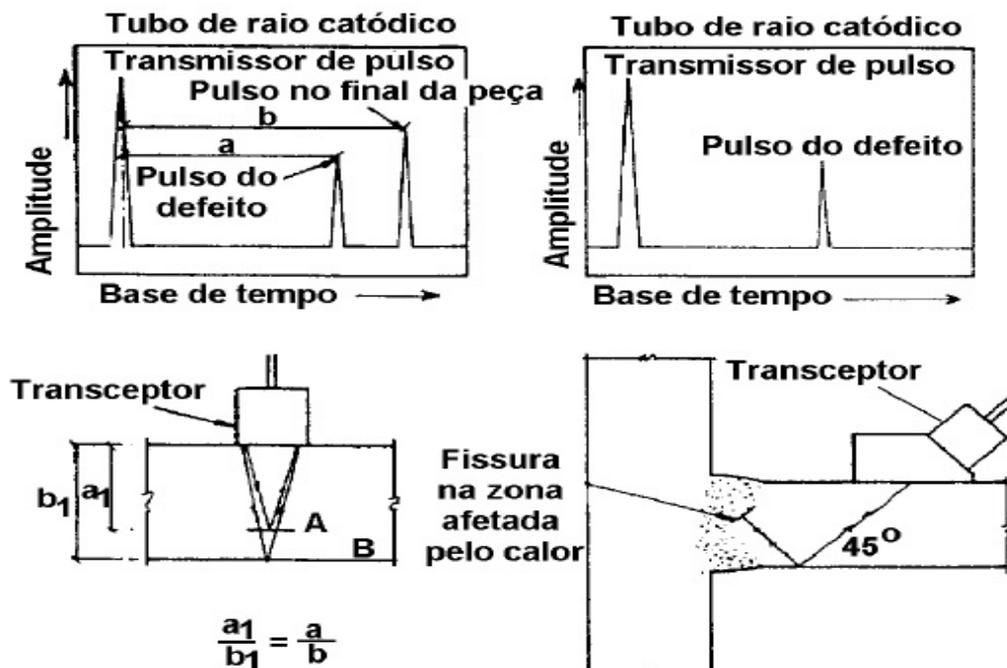


FIGURA 7.13 - Exemplos de detecção de defeitos pelo método ultra-sônico. (a) Defeito em uma chapa plana; (b) fissura na zona afetada pelo calor em um ligação soldada em tê. (OWENS – 1989)

Com inspeção ultra-sônica é possível sondar defeitos internos em uma larga variedade de soldas. O equipamento é portátil e seguro e o método pode detectar todos os mais comuns defeitos encontrados em soldas, com adequada sensibilidade.

O método de inspeção ultra-sônico é mais versátil, rápido e econômico que o método radiográfico.

7.4 OUTROS FATORES IMPORTANTES NO CONTROLE DE QUALIDADE

Segue abaixo alguns itens importantes que devem ser lembrados no que se trata do controle de qualidade.

- 1.1 Análise de contrato, relação comercial com o cliente;
- 1.2 Procedimento para recebimento de materiais (chapas) com certificados do fornecedor e de origem;
- 1.3 Procedimento para recebimento de consumíveis de solda, com Certificado conforme norma ASME II Parte C /Homologados FBTS etc..;
- 1.4 Procedimento para aferição e calibração de todos os equipamentos e instrumentos utilizados no processo;
- 1.5 Instruções técnicas necessárias a cada atividade envolvida no processo, na inspeção e no controle de qualidade, (sequência de montagem,etc).;
- 1.6 Procedimento para movimentação e transporte de cargas (interno/externo);
- 1.7 Definição de forma de gestão da documentação dentro do setores da empresa até expedição final (Rastreabilidade / databook);
- 1.8 Documentos para evidenciar a conformidade do produto com normas de fabricação e com os requisitos do cliente, mapa de solda, ensaios não destrutivos, etc.;
- 1.9 Definir periodicidade de auditoria, e inspeção bem como procedimento e documentos para atividade;
- 1.10 Garantir que os profissionais que executarão os trabalhos estão treinados e habilitados (certificados e qualificados);
- 1.11 Manter registros de educação, treinamentos, qualificações e habilidade dos profissionais;
- 1.12 Prover recursos e equipamentos necessários para a fabricação do produto;
- 1.13 Prover um ambiente adequado para a realização dos trabalhos;
- 1.14 Fazer a inspeção de recebimento dos materiais e consumíveis conforme procedimento;
- 1.15 Estocar os materiais e consumíveis conforme procedimento e ou orientação do fabricante;
- 1.16 Elaborar e qualificar através de ensaios EPS(especificação do procedimento de soldagem) / RQPS(registro da qualificação do procedimento de soldagem) conforme AWS D1.1.;

CONCLUSÃO

As ligações entre elementos estruturais sempre implicou em preocupações e conseqüentemente tem sido tema de muitas pesquisas, não só nas estruturas de aço, mas nas estruturas em geral. As estruturas metálicas, constituídas pela associação de elementos relativamente pequenos (perfis, chapas, etc.) apresentam geralmente uma elevada quantidade de pontos de conexão, quer na fábrica ou na obra, o que torna este item extremamente relevante do ponto de vista da segurança estrutural e do ponto de vista econômico. Em outras palavras, de nada adianta projetar adequadamente as barras de uma estrutura se suas ligações são projetadas de maneira inadequada e sem os devidos controles.

Um projeto adequado de uma ligação, consiste não somente na análise estrutural, mas também na análise de viabilidade técnico-econômica da utilização de um determinado dispositivo de ligação e do respectivo detalhe construtivo, o que requer por parte do engenheiro de estruturas, ao menos um conhecimento básico sobre as características do dispositivo a ser adotado e suas implicações.

Neste trabalho, por se tratar de uma revisão bibliográfica, procurou-se apresentar de forma abrangente as características dos principais dispositivos de ligações soldadas, as prescrições de normas para a avaliação da resistência e por fim, os modelos teóricos clássicos usualmente empregados para a avaliação de solicitações em ligações soldadas.

Na parte referente aos processos de soldagem, foi relacionado um vasto material na área de engenharia de materiais, o qual aborda a classificação de eletrodos, fluxos, e misturas gasosas mais usuais e suas implicações e as variáveis que interagem no processo, como tensão, corrente, velocidade de deposição, etc. Nos livros destinados ao dimensionamento de elementos de estruturas metálicas, tal assunto é geralmente tratado de maneira muito superficial ou até mesmo totalmente omitido.

Com o avanço e a automatização dos processos de soldagem, assim como dos meios de inspeção e controle de qualidade, a tendência é que as ligações soldadas passem a ser cada vez mais interessantes nas ligações das estruturas.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AISC ASD, American Institute of Steel Construction 9ª/1989. Chicago.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2008). *NBR8800/08 - Projeto e execução de estruturas de aço de edifícios*. Rio de Janeiro.

AWS D1.1. Código de soldagem estrutural de aço (2010) 22ª edição. Miami.

BELLEI, ILDONY H.(2004). *Edifícios industriais em aço*. 5. Ed. São Paulo, Pini, 2004

BRASIL. Ministério da Indústria e do Comércio. Secretaria de Tecnologia Industrial (1986/1988). *Manual brasileiro para cálculo de estruturas metálicas*. Brasília, STI/MIC. V.1 e v.3, tomo e.

COOPER, S.E (1985). *Designing steel structures: methods and cases*. Englewood Cliffs, NJ, Prentice-Hall.

CRAWLEY, S.W.; DILLON, R.M. (1993). *Steel buildings: analysis and design*. 4.ed. New York, John Wiley & Sons.

CUNHA, L.J.G. (1985). *Solda: como, quando e por que*. Porto Alegre, Sagra Editora.

DAWE, J.L.; KULAK. G.L. (1974). *Welded connections under combined shear and moment*. Journal of the Structural Division, V.100, n. ST4, p. 727-741, April.

ESAB. *Metalurgia da Soldagem*. 2004

EUROCODE 3, *Design of steel structures*. 1996

GAYLORD, H.E; GAYLORD, CN.; STALLMEYER, J.E (1992). *Design of steel structures*, 3.ed. New York, McGraw-Hill.

GOMES, S.I.N. *Processos de soldagem com proteção gasosa "GMAW" aplicado em aços estruturais*. São Carlos, EESC-USP.

LAMAS, A.R.G.; BENTO, J.A.R.S.P.; MARTINS, L.M.C.D. (1982). *Vigas mistas: dimensionamento de seções e influência da interação parcial entre aço e betão no comportamento elástico e elasto-plástico*. In: JORNADAS PORTUGUESAS DE ENGENHARIA DE ESTRUTURAS, Lisboa.

MALITE, M. (1994). *Elementos de estruturas de aço: dimensionamento*. São Carlos, EESC-USP. 139p.

MALITE, M. (1994). *Ligações em estruturas de aço*. São Carlos, EESC-USP. 126p.

OWENS, G.W.; CHEAL, B.D (1989). *Strutural steelwork connections*. London, Butterworth.

PFEIL, W.; PFEIL, M. (2000). *Estruturas de aço: dimensionamento prático*. 7.ed. Rio de Janeiro, LTC.

QUEIROZ, G. (1989). *Elementos das estruturas de aço*. 2.ed. Belo Horizonte, publicado pelo autor.

QUITES, A.M.; DUTRA, J.C. (1979). *Tecnologia da soldagem a arco-voltaico*. Florianópolis, EDEME.

SALMON, C.G.; JOHNSON, J.E. (1990). *Steel structures: design and behavior*. 3.ed. New York, Harper & Row.

SCHULTE, H; YAGUI, T. (1981). *Estruturas de aço*. São Carlos, EESC.

SCOTTI, A.; PONOMAREV, V. (2008). *Soldagem MIG/MAG* São Paulo, Artliber Editora Ltda.

SIDERBRÁS (1988). *Ligações em estruturas metálicas: publicações técnicas para o desenvolvimento da construções metálica*. Brasília.

WAINER, E.; BRANDI, S.D.; MELLO, F.D.H. (1992). *Soldagem: processos e metalurgia*. São Paulo, Edgard Blücher.