

Dimensionamento de Juntas Soldadas de Filete: Uma Revisão Crítica

(Design of Fillet Welded Joints: A Critical Review)

Ivan Guerra Machado

Universidade Federal do Rio Grande do Sul, PPGEM, LS&TC, Porto Alegre, RS, Brasil
welder@ufrgs.br

Resumo

O principal objetivo deste trabalho, é mostrar para os engenheiros(as) de soldagem e/ou projetistas de estruturas soldadas, as muitas opções existentes no projeto de juntas soldadas de filete, quando carregadas transversalmente, inclinada, ou paralelamente ao eixo do cordão de solda. Isto é feito através da discussão dos aspectos fundamentais deste tipo de junta, uma série de equações (desde normas e Código) que permitem o dimensionamento da garganta, e exemplos utilizando metais base e consumíveis reais. É também propósito deste trabalho alertar estes profissionais, pois cada uma destas normas (tais como AISC e Eurocode 3), Códigos (tal como AWS), ou mesmo organizações reconhecidamente competentes (tal como IIW), têm características específicas (ou “filosofias”), algumas delas muito distintas. Finalmente, mas não menos importante, este trabalho encerra analisando juntas soldadas de filete sob conceitos da teoria da elasticidade e plasticidade localizada.

Palavras-chave: *Dimensionamento de Juntas Soldadas de Filete. Projeto de Estruturas Soldadas. Elasticidade e Plasticidade.*

Abstracts: *The main aim of this work, is to show for the welding engineers and/or designers of welded structures, the many existing options in the design of fillet welded joints, when loaded transverse, inclined, or parallel to the axis of the weld bead. This is done through a discussion on the very fundamental aspects of this kind of joint, a series of equations (from standards or Code) that allow the throat dimensioning, and examples using actual base metals and consumables. It is also a purpose of this paper to caution those professionals, for each one of the standards (such as AISC and Eurocode 3), or Codes (such as AWS), or even authoritative organizations (such as IIW), have specific characteristics (or “philosophies”), some of them very distinct. Finally, but not less important, this paper closes analysing fillet welded joints under concepts of the theory of elasticity and local plasticity.*

Key-words: *Design of Fillet Welded Joints. Design of Welded Structures. Elasticity and Plasticity.*

1. Introdução

Dimensionar corretamente juntas soldadas sobre estruturas metálicas pode evitar falhas, eventualmente catastróficas, além de reduzir significativamente custos e distorções.

Portanto, os principais objetivos deste artigo sobre o dimensionamento de juntas soldadas de filete são: (a) apresentar um tema relativamente pouco abordado na literatura técnico/científica, não somente de circulação nacional mas, também, internacional, esclarecendo aos engenheiros de soldagem e/ou projetistas de estruturas metálicas, as diversas opções existentes para cálculo desta que deve representar cerca de 80% de todas as juntas soldadas produzidas no mundo; (b) comparar e examinar criticamente os resultados fornecidos através da aplicação de diferentes métodos adotados por normas, órgãos reguladores e Códigos.

Juntas soldadas de filete são largamente utilizadas para transmitir cargas entre seus membros e podem ser dos tipos sobreposta, cruciforme, ou em “T” — esta última geralmente circunscrita para faces de fusão formando ângulo entre 60°

e 120°. Por seu maior emprego, no presente trabalho são discutidas as juntas em “T” de filete (ângulo de ~90° entre as faces de fusão) e sobreposta apresentadas nas Figuras 1 (a-d), compostas para perfis por “mesa” e “alma”, correspondendo eventualmente na indústria naval a “membro contínuo” (MC) e “membro intercostal” (MI), respectivamente.

As específicas denominações destas juntas dependem da posição relativa do cordão de solda (doravante aqui denominado “solda”) ao sentido do carregamento (q) nas citadas figuras, ou seja: (a, b) *filete transversal*, com “cisalhamento transversal” nas soldas e alma sob tensão de tração em ambos os casos; (c, d) *filete longitudinal*, com “cisalhamento longitudinal” nas soldas e a alma sob tensão de tração no caso (c) e tensão de cisalhamento no caso (d). Além disto, para juntas sobrepostas é possível que os ângulos entre o carregamento e a direção do eixo da solda sejam intermediários, tal como ilustrado na Figura 2.

Por sua vez, na Figura 3 encontram-se algumas importantes características da solda de filete, i.e., o plano ABCD, o qual é determinado pela garganta “a”, tamanho “z”, comprimento (efetivo) “L”. Absolutamente sem perda de generalidade, neste trabalho será considerado que a geometria da seção transversal da solda é um triângulo retângulo isósceles e a área do plano da garganta $A_s = a.L = (z/\sqrt{2}).L$. As tensões resultantes sobre este plano são: σ_p = normal paralela ao eixo da solda; σ_o = normal

(Recebido em 03/06/2011; Texto final em 21/06/2011)

ortogonal à seção da garganta da solda; τ_p = de cisalhamento (no plano da garganta) paralela ao eixo da solda; τ_o = de cisalhamento (no plano da garganta) ortogonal ao eixo da solda —veja **Apêndice** para definições dos símbolos e abreviaturas utilizadas neste trabalho.

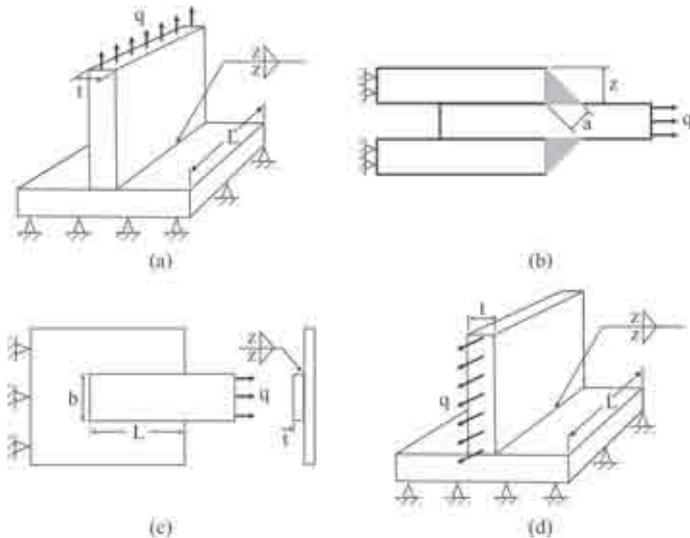


Figura 1 –Juntas soldadas de filete: do tipo transversal (ou cisalhamento transversal), em “T” (a) e sobreposta (b), ambas com a alma sob tensão de tração; do tipo longitudinal (ou cisalhamento longitudinal), sobreposta (c) com a alma sob tensão de tração e em “T” (d) com a alma sob tensão de cisalhamento.

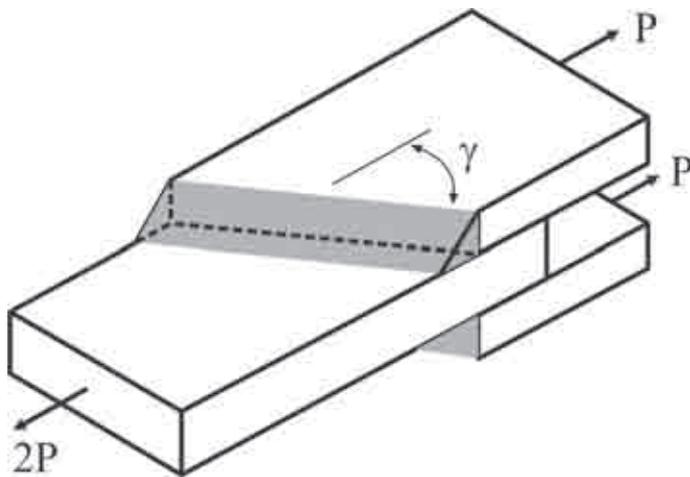


Figura 2 - Eixo do cordão de solda em ângulo (γ) qualquer com relação à direção do carregamento.

Diversos Códigos [1] normas [2, 3] e recomendações [4], entre outras fontes, podem ser seguidas para o dimensionamento destas soldas. Todas elas são baseadas em simplificações, as quais muitas vezes resumem-se em encontrar as forças agindo ortogonalmente no plano determinado pela garganta, com suas respectivas tensões neste plano (assumidas constantes) e

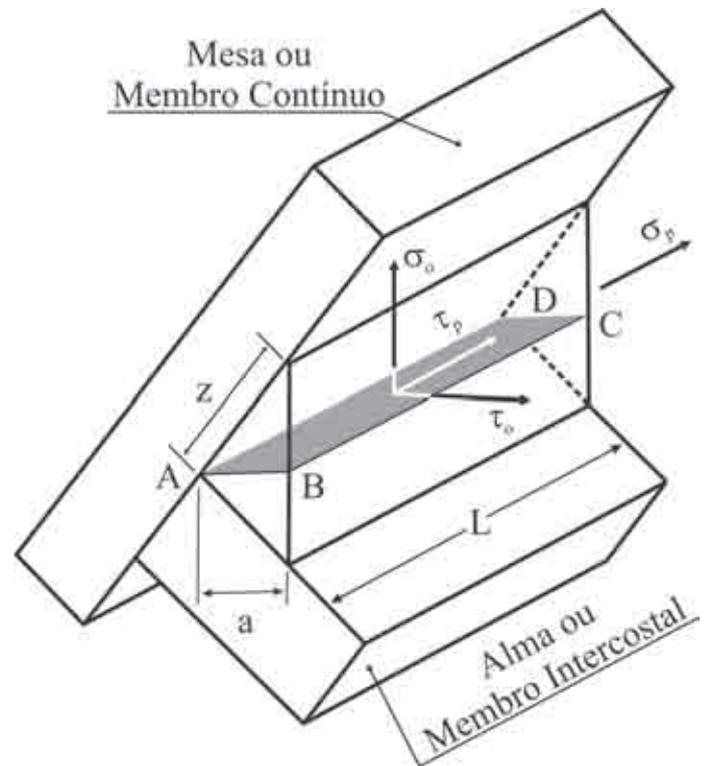


Figura 3 – Principais características e tensões atuando no plano determinado pela garganta em junta soldada de filete.

combinando-as de forma que seja satisfeito algum determinado critério. Além disto, é sem dúvida razoável a unânime desconsideração de σ_p para o dimensionamento, pois a seção transversal da solda tem desprezível resistência em comparação com a área do plano determinado pela garganta submetida ao componente de cisalhamento τ_p .

Entretanto, apesar da simplicidade destas juntas soldadas, são extremamente complexos os sistemas internos de tensões através dos quais há transferência das cargas entre os membros, como pode ser visto na Figura 4. Nesta figura é utilizado o conceito de “fluxo de tensões” para melhor visualização das concentrações de tensões que ocorrem numa junta sobreposta, notavelmente na raiz (ponto C) e pé com a chapa central (ponto B). Esta grande variação na distribuição das tensões nas juntas em “T” e sobrepostas é reconhecida desde as investigações pioneiras sobre o assunto [5-9, por exemplo], além do efeito exercido pela fricção entre as chapas nas juntas sobrepostas sobre a concentração de tensões [8], conforme ilustrado nas Figuras 5(a, b). Considera-se que não há fricção na Figura 5(a), enquanto na Figura 5(b) cerca de 40% da carga é transmitida por fricção entre as chapas, com a solda sendo muito menos solicitada, conforme indicam os fatores sobre ambas as figuras. Esta constatação é modernamente aceita em certas normas [2, por exemplo], apesar das dificuldades de se estimar corretamente a parcela da resistência que deve ser atribuída à fricção.

Por outro lado, também de há muito [7] sabe-se que não é homogênea a distribuição das tensões e deformações ao longo

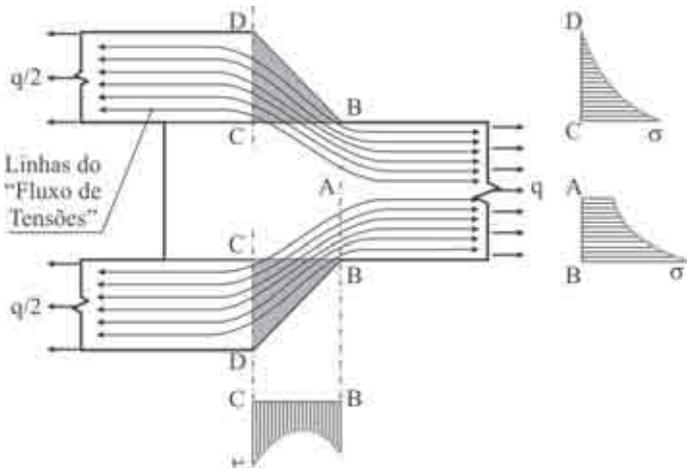
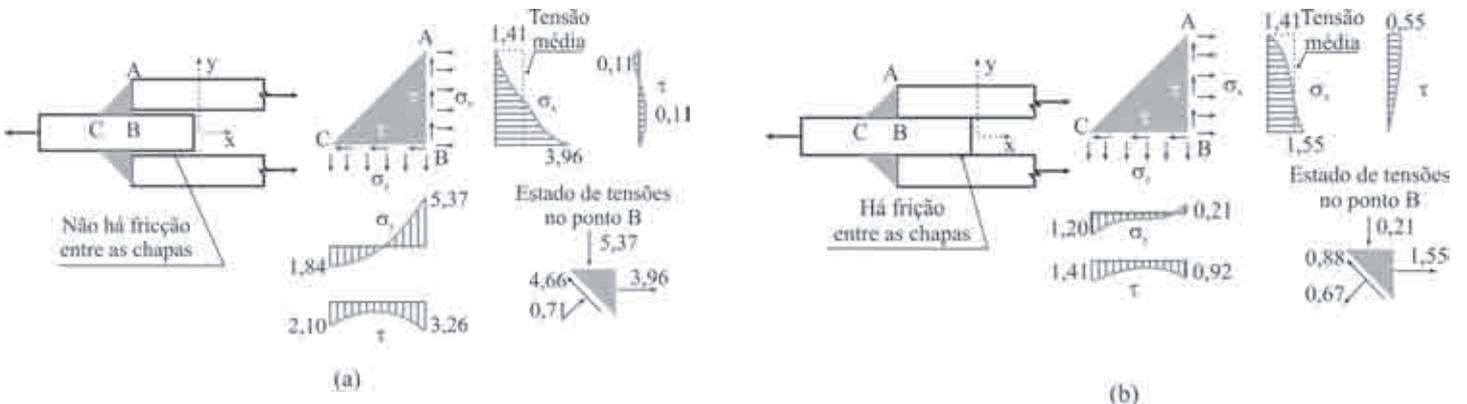


Figura 4 – Concentrações de tensões em junta soldada sobreposta.

tensão de tração—, considerando-se unicamente deformação elástica verifica-se que são desenvolvidos níveis de tensões extremamente elevados, suficientes para provocar fratura na raiz ou pé, mas sob carregamento muito menor do que aquele no qual esta junta normalmente poderia operar. Entretanto, milhões de juntas deste tipo estão em serviço no mundo, suportando perfeitamente cargas muito maiores do que a aplicada nesta simulação. Este aparente paradoxo é resolvido, sabendo-se que na modelagem em questão não foi considerado o fato de na raiz e nas extremidades (pés) da junta soldada ser ultrapassado o limite da resistência ao escoamento do MS e do MB —tão logo ela seja submetida a suficientemente elevado carregamento e de forma extremamente localizada. Portanto, nestes pontos os materiais sofrem deformação plástica e as tensões extremas são atenuadas e redistribuídas. De qualquer modo, simulações deste tipo são úteis para indicar a distribuição das tensões atuando sobre a junta e os locais que merecem maiores cuidados.



Figuras 5 – Concentrações de tensões em juntas sobrepostas, sem (a) e com (b) fricção entre as chapas [8].

do comprimento do filete em cisalhamento longitudinal e ela depende de complexas relações entre a rigidez do metal de solda (MS) e do metal base (MB), mas esta questão ainda não está completamente resolvida [9].

Apesar do pleno reconhecimento destes fatos, recomendações para o dimensionamento de juntas soldadas através do “método elástico” foram sumarizadas desde pelo menos 1936 [11] e quase uma década de trabalhos produzidos sobre o assunto resumidos em 1942 [12]. A principal crítica quanto a este método elástico de projeto, é que o fator de carga varia para diferentes configurações da junta soldada e tentativas foram feitas [13, por exemplo] assumindo completa plasticidade da junta, com um critério de falha baseado na tensão de cisalhamento relacionado à garganta, o qual mostrou-se inadequado [14], conforme mais adiante explanado.

É interessante acrescentar, que além do tradicional método fotoelástico, atualmente é possível realizar simulações computacionais através do método de elementos finitos, conforme ilustrado na Figura 6, onde as intensidades das tensões (no caso, de cisalhamento) são representadas por cores, a mais elevada vermelho, seguido por amarelo etc, enquanto o campo (em amarelo) contínuo de tensão indicado pela seta será mais adiante mencionado. Na simulação exemplificada nesta figura —de uma junta de filete transversal com a alma submetida a

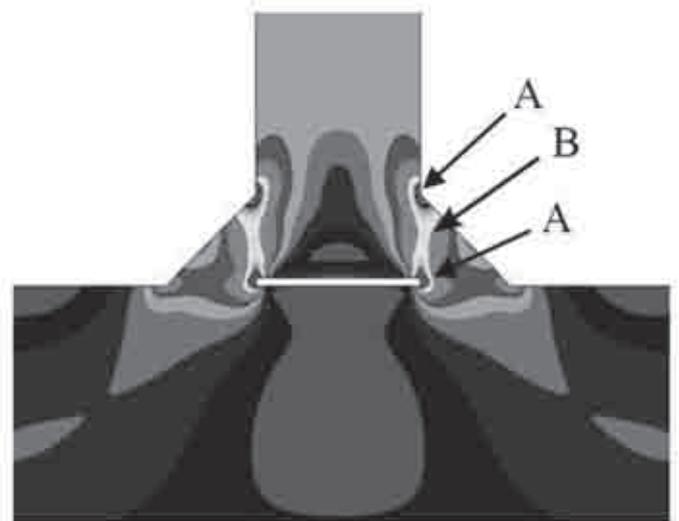


Figura 6 - Simulação computacional através do método de elementos finitos (regime elástico) de junta soldada de filete, com a alma sob tensão de tração. As intensidades das tensões (de cisalhamento) são representadas por cores, a mais elevada vermelho, como assinalada com as setas A, seguido por amarelo, como assinalada com a seta B etc,

Considerando-se adicionalmente as evidências apresentadas por diversos trabalhos experimentais e teóricos mais recentes [15-25, por exemplo], especificamente para juntas soldadas de filete verifica-se que, em geral:

- (i) Definitivamente, filete transversal estabelece o limite superior de resistência e o limite inferior de ductilidade, sendo o inverso para filete longitudinal. Este fato explica parcialmente o porquê do critério de falha acima mencionado ter se mostrado inadequado.
- (ii) O processo de soldagem *per se* tem reduzido ou nenhum efeito sobre a resistência mecânica da solda. Entretanto, naquelas realizadas por processos que produzem grande penetração (arco submerso e eletrodo tubular, por exemplo), as superfícies de fratura são 1,5 a 2 vezes maiores do que as áreas teóricas (da garganta). Porém, utilizando-se processos que provocam relativamente pequena penetração, as áreas das superfícies de fratura das soldas são similares àquelas previstas teoricamente.
- (iii) Soldas produzidas com consumíveis - vide *Observações* no final desta seção - cuja tenacidade é especificada, tendem a apresentar maior resistência (e ductilidade). Aliás, a ductilidade do MS pode ser decisiva na resistência da junta soldada, pois devido às grandes concentrações de deformações, ela escoia localizadamente e as tensões são redistribuídas.
- (iv) Sobre aços ao carbono e baixa liga, em geral é pequeno o efeito da diluição sobre a resistência da solda, mas em aços de alta resistência este fator pode ser relevante.
- (v) A capacidade de suportar cargas das soldas não é linearmente proporcional ao seu tamanho.
- (vi) Quando comparadas com soldas de maiores tamanhos, soldas com menores tamanhos tendem a apresentar significativamente maior resistência e pequena queda da ductilidade.
- (vii) O ângulo em que ocorre a fratura, i. e., na seção transversal da solda entre as duas faces de fusão:
 - (a) usualmente é menor do que 45° , sendo próximo da alma em filete longitudinal, enquanto que em carregamento transversal sofre influência da razão entre os tamanhos do filete, i. e., se ambos forem iguais a superfície de fratura ocorre mais próximo da alma, conforme Figura 6, com o campo de elevada tensão (em amarelo) indicado pela seta, mas se o tamanho na mesa for muito menor do que o tamanho na alma, esta superfície de fratura tende a ser produzida mais próxima da mesa;
 - (b) é função da orientação relativa entre a força resultante atuante e o plano da garganta;
 - (c) depende do tamanho da solda, pois quanto menor ela for, maior é a concentração de tensões na raiz.
- (viii) Geralmente, a aparência da superfície da fratura na solda transversal é de clivagem ou quase-clivagem (“frágil”) na raiz, misto dúctil/frágil na região central e dúctil na extremidade (da fratura), enquanto que em solda longitudinal a mesma é predominantemente dúctil, com pequenas áreas frágeis isoladas.
- (ix) Todos os modelos subestimam a real resistência das soldas, sendo que o constrangimento resultante do MB é

um importante fator para explicar a discrepância entre a resistência teórica e a medida. Há grande concentração de tensões na raiz e o MS é levado a se contrair lateralmente principalmente nesta região, mas sendo impedido de fazê-lo pelo MB. O mesmo ocorre na direção vertical ao eixo da solda, quando este possui seção transversal menor do que o MB (caso usual). Portanto, esta resistência adicional é devido ao constrangimento à deformação que existe na região da raiz da solda.

Os procedimentos utilizados no passado para o dimensionamento [11, por exemplo] eram extremamente simplificados, mas sem dúvida serviram aos propósitos da indústria da soldagem por muitas décadas. Aliás, deve-se notar ser usual por volta de 1930 o emprego de “fatores de segurança” extremamente elevados para estruturas soldadas, certamente devido a este processo de fabricação ainda não estar suficientemente estabelecido. Então, a sucinta análise abaixo apresentará conceitos básicos para dimensionamento aceitos no passado, é ilustrativa e ajuda a compreender certas recomendações atuais.

Sob o ponto de vista do nível de tensões desenvolvido, desde cedo verificou-se que a condição mais desfavorável é aquela da junta soldada sobreposta carregada excentricamente, conforme ilustrado na Figura 7(a), e composta somente por duas chapas, pois a solda é tensionada em tração, cisalhamento e flexão. Então, considerando-se a Figura 7(b), com a junta carregada por P, carga a qual está distribuída sobre a face da solda e atua na linha central da chapa superior ($z/2$ acima da sua superfície), para que ocorra equilíbrio um momento fletor ($M_f = P.z/4$), ou par tem que existir e, se as duas chapas são suficientemente rígidas, este momento fletor pode ser sustentado pelas forças $R = M_f / L_o$, tal como mostrado na Figura 7(c). Porém, se a sobreposição é pequena e R elevado o bastante para tensionar o MB acima da sua resistência ao escoamento, ocorrerá deformação e a tensão devido ao momento será carregada pela solda como ilustrado na Figura 7(d). Assim, a possibilidade de falha neste local é extremamente alta.

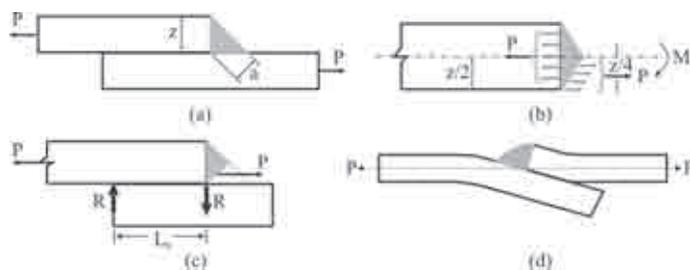


Figura 7 - Junta soldada sobreposta carregada excentricamente.

A análise então realizada utiliza este modelo, considerando na face da solda tensões de cisalhamento e normal, enquanto que o mencionado M_f é o momento fletor agindo na seção da garganta. Assim, tanto para filete transversal, quanto longitudinal a máxima tensão de cisalhamento (τ) na solda é aquela da Equação 1 — sendo que nas juntas sobrepostas com quatro cordões de solda τ será a metade deste valor.

$$\tau = \frac{P}{2a.L} \quad (1)$$

Esta relação não é intrinsecamente errada, mas, sim, o seu emprego isoladamente, pois: (a) são ignoradas as relações entre as propriedades mecânicas do MB e MS; (b) considera, independentemente da direção relativa do carregamento, que o plano de máxima tensão na garganta da solda está sempre inclinado a 45°; (c) supõe que esta tensão é constante em toda a seção transversal da garganta; (d) a dimensão da garganta deve ser determinada *a priori*, o que é um contrassenso. Note-se que os itens (b) e (c) exprimem conceitos até hoje empregados, os quais, porém, são falsos como será posteriormente demonstrado. Entretanto, não há dúvida de que este método é muito melhor do que certas “regras” populares, tais como $z=3t/4$, ou $a=7t/10$ (onde t é a espessura da alma), utilizadas à revelia dos materiais empregados e da magnitude do carregamento imposto à estrutura.

Ilustrando que ainda existem diversos itens inexplorados neste assunto, através de desenvolvimento relativamente simples foram obtidas [26] significativas reduções dos tamanhos das soldas em estruturas navais (37% para alumínio e 25% para aços). Como então as operações de soldagem representavam cerca de 30% do custo do trabalho na construção dos cascos dos navios, foi muito grande o impacto econômico deste fato.

Observações relativas aos diferentes métodos para dimensionamento a seguir apresentados:

- (i) Considera-se que as juntas soldadas apresentam 100% de eficiência.
- (ii) Tal como adotado pela maioria das normas ou Códigos, a referência às propriedades mecânicas será relativa àquelas especificadas para o “consumível” (no sentido “metal de adição”) e não ao MS produzido por ele na junta em consideração. Isto deve-se ao dimensionamento da junta soldada ser baseado sobre os mínimos valores (nominais) especificados para a classe do consumível, mesmo que sejam maiores os resultados dos ensaios mecânicos realizados sobre corpos de prova padronizados por estas normas ou Códigos.
- (iii) A AWS [1] não utiliza (ainda) unicamente o sistema SI de unidades nas suas especificações, mas “estabelece” equivalências com critérios próprios. Por exemplo, não é “exata” a equivalência entre ksi e MPa para resistência à tração dos consumíveis; apesar disto, o projetista deve adotar o expresso neste Código.
- (iv) Os exemplos de dimensionamento que serão apresentados, aplicam-se a condições detalhadas nas normas ou Códigos mencionados. Portanto, as equações resultantes não devem ser utilizadas indiscriminadamente, muito menos sem consulta às fontes originais das informações.

2. Principais Métodos para Dimensionamento

2.1. American Welding Society (AWS)

No âmbito da AWS [1], a evolução do valor da tensão de cisalhamento admissível do MS (τ_{as}) foi assim comentada [27]:

(a) em 1928 [28] considerava-se $\tau_{as}=11,3$ ksi (~78 MPa), mas note-se que ainda era usual a soldagem ao arco elétrico com arame nú (sem proteção alguma); (b) em 1940 [29] foi possível soldar aço similar ao ASTM A36 através de eletrodos revestidos com resistência à tração $f_s=60$ ksi (~430 MPa), pois τ_{as} foi elevada para 13,6 ksi (~94 MPa); (c) após a revisão do AWS Building Code em 1963, iniciou-se a soldagem de aços com resistência ao escoamento $f_y=50$ ksi (~330 MPa) através de consumíveis com $f_s=70$ ksi (~490 MPa) e τ_{as} passou para 15,8 ksi (~109 MPa).

Como resultado de trabalho realizado em 1968 [27], atualmente a primeira opção oferecida pela AWS para determinação de τ_{as} está na Equação 2. Este Código mantém a definição de que a tensão atuando no plano da garganta da solda é de cisalhamento, independentemente da orientação relativa entre ele e a força resultante. Adicionalmente, deve ser satisfeita a Equação 3, onde V_u é a tensão de cisalhamento na seção líquida do MB.

$$\tau_{as} = 0,30.f_s \quad (2)$$

$$V_u \leq 0,40.f_y \quad (3)$$

A Equação 2 foi proposta com base nos menores valores obtidos em filetes longitudinais, considerando fatores de segurança em relação à ruptura entre 2,2 e 2,7 para estas juntas e 3,3 a 4,1 para filetes transversais.

Por outro lado, reconhecendo que há diferença na resistência do MS conforme é alterado o ângulo entre a direção da junta soldada e o carregamento, tal como ilustrado na Figura 2, foi desenvolvido [16, 18] a Equação 4 para consumíveis com $f_s=60$ ksi. Tanto a AWS [1], quanto o AISC [2] admitem que τ_{as} seja calculado através dela, não restringindo seu emprego para consumíveis com este específico nível de resistência à tração.

$$\tau_{as} = 0,30.f_s.(1,0 + 0,50.\text{sen}^{1,5}\gamma) \quad (4)$$

Observe-se que quando $\gamma=0^\circ$ (solda longitudinal), esta relação é idêntica à Equação 2, resultando que a tensão admissível na solda transversal ($\gamma=90^\circ$) é 50% maior.

Cerca de 19 anos após e empregando consumíveis com $f_s=70$ ksi (~490 MPa), não somente foi corroborado este fato, mas também demonstrado [24] que a tensão suportada pela solda (F_{us}) poderia ser cerca de 2,84 vezes maior do que aquela da Equação 4, conforme a Equação 5.

$$F_{us} = 0,852.f_s.(1,0 + 0,50.\text{sen}^{1,5}\gamma) \quad (5)$$

Para o dimensionamento da garganta de solda transversal nas Figuras 1(a, b), ou longitudinal na Figura 1(c), aqui é assumido escoamento na área da seção bruta (A) da alma sob tensão de tração, cuja resistência admissível (R_a) está na Equação 6, considerando-se “projeto baseado em resistência admissível” (sigla “ASD” em inglês).

$$R_a = \frac{f_y.A}{1,67} \quad (6)$$

A resistência admissível da solda, dada pelo produto da sua tensão admissível (Equação 2) e área da garganta das duas soldas (A_s) deve ser, no mínimo, igual à da alma. Portanto, os seguintes casos serão analisados:

(ii) Solda transversal, alma sob tensão de tração: a área da seção bruta a considerar na Equação 6 é $A=t.L$ e disto resulta, para todos os efeitos práticos, a Equação 7.

$$a \geq t \left(\frac{f_y}{f_s} \right) \quad (7)$$

(ii) Idem à situação (i) mas utilizando-se a tensão de cisalhamento admissível dada pela Equação 4: a garganta da solda transversal pode ser dimensionada pela Equação 8, resultando 33% menor do que o dimensionamento anterior.

$$a \geq 0,67.t \left(\frac{f_y}{f_s} \right) \quad (8)$$

(iii) Solda longitudinal, alma sob tensão de cisalhamento, Figura 1(d): a Equação 8 também deve ser empregada para o dimensionamento da garganta, sendo consequência da Equação 3 e tensão admissível da Equação 2.

(iv) Solda longitudinal, alma sob tensão de tração ilustrada na Figura 1(c) e considerações idênticas àquelas para a solda transversal —Equação 4, mas com $\gamma=0^\circ$ e, portanto, igual à Equação 2: com $A=b.t$, a mínima dimensão da garganta encontra-se, para todos os efeitos práticos, na Equação 9, onde $n=L/b$ e segundo a AWS $b \leq 16.t$ e $L \geq b$.

$$a \geq \left(\frac{t}{n} \right) \left(\frac{f_y}{f_s} \right) \quad (9)$$

2.2. American Institute of Steel Construction (AISC)

O dimensionamento da garganta pelo AISC [2] pode ser realizado através de “projeto baseado em fator de carga e resistência” (sigla “*LRFD*” em inglês), ou pelo mencionado “*ASD*”, aqui também considerando-se que a resistência das soldas seja igual à da alma.

A resistência de projeto (LRFD) ou a resistência admissível (ASD) da alma dependerá do tipo de carregamento a ela imposto, existindo várias situações distintas e detalhes devem ser obtidos consultando a norma.

Para alma sob tensão de tração, conforme Figuras 1(a-c), as opções são entre escoamento da área bruta, exemplificada na Equação 10, ou ruptura da área líquida efetiva.

$$R_d = 0,90.f_y.A \quad (10)$$

Estando a alma sob tensão de cisalhamento, Figura 1(d), pode ser considerado o escoamento da sua área bruta, ou ruptura da área líquida submetida ao cisalhamento.

Para as soldas, a primeira opção é a resistência de projeto dada na Equação 11 e, após, a resistência admissível idêntica àquela da AWS. Alternativamente, para ambos os critérios de projeto pode-se empregar a Equação 4.

$$R_{ds} = 0,75.(0,60.f_s.A_s) \quad (11)$$

Então, o dimensionamento da garganta pode ser:

(i) Filete transversal, Figuras 1(a, b), alma sob tensão de tração e critério de escoamento da área bruta: apesar do diferente tratamento, para todos os efeitos práticos e critérios de projeto, as equações resultantes são idênticas àquelas da AWS, i. e., Equação 7 deve ser empregada e alternativamente a Equação 8.

(ii) Filete longitudinal, Figura 1(c), alma sob tensão de tração e critério de escoamento da área bruta: a solda é dimensionada pela Equação 9. Observe-se, entretanto, que neste caso as relações entre a largura e o comprimento do membro causam os seguintes efeitos sobre o cálculo da sua seção resistente —existindo, ainda, considerações adicionais para a situação em que perfis estão sob carregamento:

(a) se $L \geq 2.b$ a área não é alterada (ou seja, $A=b.t$);

(b) se $2.b > L \geq 1,5.b$ então $A=0,87.b.t$;

(c) se $1,5.b > L \geq b$ tem-se $A=0,75.b.t$.

(iii) Filete longitudinal e alma sob tensão de cisalhamento, Figura 1(d), várias situações distintas são possíveis —note-se que estes resultados são mantidos, mesmo empregando-se a alternativa dada pela Equação 4:

(a) considerado o escoamento da área bruta da alma: resulta a Equação 8;

(b) optando-se pela ruptura da área líquida submetida ao cisalhamento: a garganta deve ser dimensionada pela Equação 12.

$$a \geq \left(\frac{t}{2} \right) \left(\frac{f_u}{f_s} \right) \quad (12)$$

2.3. Eurocode 3

O método estabelecido pelo Eurocode 3 [3] origina-se desde conhecidos conceitos para a determinação da tensão principal (σ_{princ}), através das máximas tensões ilustradas na Figura 3 e Equação 13.

$$\sigma_{\text{princ}} = \sqrt{\sigma_o^2 + \sigma_p^2 - \sigma_o \cdot \sigma_p + 3(\tau_o^2 + \tau_p^2)} \quad (13)$$

com $\sigma_{\text{princ}} \leq \sigma_a$, onde $\sigma_a (=f_y/\Omega)$ é a tensão de tração admissível no MB e Ω um “fator de segurança”. Quando existe somente tensão normal, ou de cisalhamento, a tensão de cisalhamento admissível no MB é $\tau_a = \sigma_a/\sqrt{3}$, conforme o critério de von Mises-Hencky.

Note-se que as recomendações originalmente propostas pelo International Institute of Welding - IIW [4] tinham grande similaridade com a Equação 13 e destinavam-se ao projeto de juntas soldadas sobre estruturas em aços ao carbono e baixa liga estaticamente carregadas. O dimensionamento baseava-se na denominada “fórmula β ”, a qual descreve um elipsóide de tensões, ou “peróide” [14], sendo que esta relação empírica resultou da sua similaridade com a tensão equivalente de von Mises. Entretanto, o método original foi modificado —pela Comissão XV na Assembléia Anual de 1987 do IIW em Sofia— e adotado o proposto numa mais antiga versão do Eurocode.

Atualmente, para o dimensionamento através do Eurocode 3 deve-se admitir as seguintes condições, aqui resumidas naquelas essenciais: (a) as forças transmitidas por unidade de comprimento da solda são resolvidas nos seus componentes, conforme Figura

3; (b) a área de projeto do plano da garganta está concentrada na raiz da junta soldada; (c) há distribuição uniforme de tensão sobre o plano da garganta; (d) σ_p não é considerada.

Então, pelo denominado “método direcional” as tensões envolvidas devem satisfazer as Equações 14 e 15, onde β_w é um fator de correlação (tabelado), o qual é função do tipo e propriedades mecânicas do aço e γ_{M2} um fator parcial de segurança (recomendado e podendo ser diferente entre os países da União Europeia).

$$\sqrt{\sigma_0^2 + 3(\tau_0^2 + \tau_p^2)} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} \quad (14)$$

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

Então, as gargantas podem ser assim dimensionadas:

(i) Filete transversal, alma sob tensão de tração, ilustrado nas Figuras 1(a, b): $\sigma_0 = \tau_0 = \sigma/\sqrt{2}$ e $\tau_p = 0$, onde $\sigma = q/(2.a) = \sigma_x \cdot t/(2.a)$ é a tensão atuando na solda; q e σ_x são a carga de tração por unidade de comprimento e a tensão de tração sobre a alma, respectivamente. Logo, substituindo-se na Equação 14, resulta a Equação 16 para a dimensão da garganta.

$$a \geq \left(\frac{\beta_w \cdot \gamma_{M2}}{\sqrt{2}} \right) \cdot t \cdot \left(\frac{\sigma_x}{f_u} \right) \quad (16)$$

(ii) Filete longitudinal mostrado na Figura 1(c), com a alma sob tensão de tração: $\sigma_0 = \tau_0 = 0$ e $\tau_p = \tau$, onde $\tau = \sigma_x \cdot b/t/(2.a.L)$ é a tensão de cisalhamento na solda. Como $(b/L) = (1/n)$, substituindo-se na Equação 14, tem-se a Equação 17.

$$a \geq \left(\frac{\sqrt{3} \cdot \beta_w \cdot \gamma_{M2}}{2} \right) \left(\frac{t}{n} \right) \left(\frac{\sigma_x}{f_u} \right) \quad (17)$$

Alternativamente, o Eurocode 3 apresenta o “método da tensão média” para o cálculo da resistência de projeto da solda de filete, a qual é assumida ser adequada se, em todos os pontos ao longo do seu comprimento, a resultante das forças por unidade de comprimento transmitida pela solda é menor ou igual à sua resistência de projeto por unidade de comprimento, independentemente da orientação relativa entre esta força resultante e o plano da garganta. A aplicação deste método resulta:

(i) Filete transversal, alma sob tensão de tração, Figura 1(a, b): garganta dimensionada pela Equação 18.

$$a \geq \left(\frac{\sqrt{3} \cdot \beta_w \cdot \gamma_{M2}}{2} \right) \cdot t \cdot \left(\frac{\sigma_x}{f_u} \right) \quad (18)$$

(ii) Filete longitudinal, alma sob tensão de tração: dimensionamento idêntico ao da Equação 17.

(iii) Filete longitudinal, alma sob tensão de cisalhamento, Figura 1(d): admitindo-se critério plástico para a resistência, resulta a Equação 19.

$$a \geq \left(\frac{\beta_w \cdot \gamma_{M2}}{2} \right) \cdot t \cdot \left(\frac{f_y}{f_u} \right) \quad (19)$$

Observe-se que para os casos (i) e (ii) acima a garganta será máxima quando σ_x alcançar o limite de escoamento do MB (f_y).

2.4. Marinha (EUA)

O equilíbrio entre as resistências do MB e do MS pode ser aqui demonstrado através de antiga prática da Marinha (EUA), a qual, até a apresentação de uma nova proposta de cálculo [26], dimensionava as soldas utilizando o conceito expresso na Equação 20, independentemente da direção do carregamento e considerando somente o membro intercostal (MI), conforme a Figura 3. Na Equação 21 encontra-se a garganta resultante, sendo V_{sl} a tensão de cisalhamento longitudinal do MS e f_{ui} a resistência à tração do MI, cuja espessura é t_i .

$$2(V_{sl} \cdot A_s) = f_{ui} \cdot A \quad (20)$$

$$a \geq \left(\frac{t_i}{2} \right) \left(\frac{f_{ui}}{V_{sl}} \right) \quad (21)$$

Entretanto, este critério é excessivamente conservador, pois não é possível carregar o MI em tensão de forma que a solda falhe por cisalhamento longitudinal nas conexões tipicamente empregadas nos navios [26]. Assim, a nova sistemática utiliza relações (desenvolvidas empiricamente), além do fato de ser conhecido o intervalo em que se situa a razão entre as (máximas) tensões de cisalhamento transversal e longitudinal para o MS [15, 16, 19]. Apesar desta análise também incluir a interface com a zona afetada pelo calor (ZAC) dos membros envolvidos, aqui serão apresentadas as modificações sugeridas para fratura através da solda, a qual geralmente determina a garganta quando o MB é aço ao carbono ou baixa liga. O novo método estabelece:

(i) Filete transversal, Figura 1(a), MI sob tensão de tração: Equação 22 para o MI e Equação 23 para o membro contínuo (MC).

$$a \geq \left(\frac{t_i}{2} \right) \left(\frac{f_{ui}}{V_{st}} \right) \quad (22)$$

$$a \geq t_c \left(\frac{V_{uc}}{V_{st}} \right) \quad (23)$$

(ii) Filete longitudinal, Figura 1(d), MI sob tensão de cisalhamento: Equação 24 para o MI e Equação 25 para o MC.

$$a \geq \left(\frac{t_i}{2} \right) \left(\frac{V_{ui}}{V_{st}} \right) \quad (24)$$

$$a \geq t_c \left(\frac{V_{uc}}{V_{st}} \right) \quad (25)$$

onde t_i e t_c são as espessuras do MI e MC, respectivamente; V_{ui} e V_{uc} são as tensões de cisalhamento do MI e MC, respectivamente e V_{st} é a tensão de cisalhamento transversal do MS no plano (considerado de fratura) a 45°.

3. Tensões ao Longo de Soldas Longitudinais

Este assunto provocou grandes discussões [7, por exemplo], mas apesar de ainda não existir equacionamento considerado absolutamente correto para o problema, há definitivo consenso de que não é uniforme a distribuição da tensão de cisalhamento ao longo da solda longitudinal, conforme ilustrado na Figura 8. Nesta figura, encontra-se a distribuição esquemática (simbólica, pelas suas “linhas do fluxo”) das tensões de cisalhamento (τ) ao longo do cordão de solda, quando a estrutura está submetida ao carregamento indicado. Note-se grande concentração de tensões —as quais não são idênticas em magnitude— nas extremidades de cada uma das soldas.

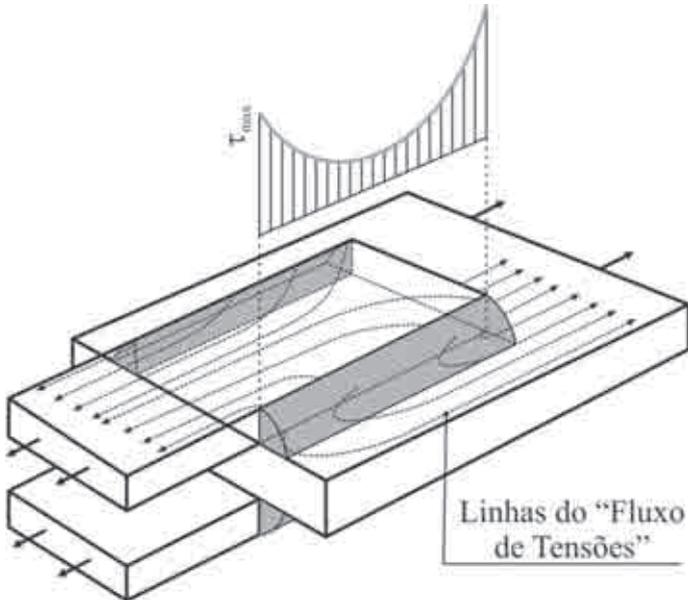


Figura 8 – Concentrações de tensões nas extremidades de junta soldada longitudinal.

Além disto, soldas de filete não deveriam ser consideradas como materiais elásticos, pois, como mencionado, mesmo pequenos carregamentos elevam as tensões na raiz acima do limite de escoamento. Portanto, soluções lineares não fornecem resultados satisfatórios para as extremidades do cordão de solda e métodos experimentais mostram ser a distribuição real da tensão muito mais favorável do que aquela calculada através de considerações relativamente simples, tal como [30] presumir que o plano da garganta do cordão de solda de filete longitudinal carregado por P , quando tensionado por $\tau_L = P/(L \cdot a)$ sofre deformação de cisalhamento $\gamma = \Delta/a$, onde $\Delta = a \cdot \tau_L / C_L$ é o alongamento na direção da força e C_L um coeficiente experimental resultante desta última relação —similar ao módulo de elasticidade no cisalhamento.

Então, soldas longas possuem menores resistências por unidade de comprimento quando comparadas com soldas relativamente curtas, sendo que as maiores tensões de cisalhamento ocorrem nas suas extremidades. Além disto, para um dado tamanho da solda, existe um comprimento tal, que se excedido não aumenta significativamente a sua capacidade de suportar cargas [10] e estes fatos são reconhecidos pela AWS [1], AISC [2] e Eurocode 3 [3].

A AWS e o AISC determinam que o comprimento real (L) da solda deve ser afetado por um fator β dado pela Equação 26 (dimensões em milímetro), considerando-se para projeto L_c . Portanto, para: (a) $L \leq 100 \cdot z$ não há efeito notável e $L = L_c$; (b) $100 \cdot z < L \leq 300 \cdot z$ e $L_c = \beta \cdot L$; (c) $L > 300 \cdot z$ resulta, para a AWS $L_c = 180 \cdot z$, e para o AISC $\beta = 0,60$.

$$\beta = 1,2 - 0,002 \left(\frac{L}{z} \right) < 1,0 \quad (26)$$

O Eurocode 3 faz distinção entre juntas de filete longitudinais sobrepostas e em “T”; em ambos os casos a resistência de projeto da solda deve ser multiplicada por um “fator de redução”. Para juntas sobrepostas mais compridas do que 150.a, o fator de redução ($\beta_{Lw,1} \leq 1,0$) é dado na Equação 27 (dimensões em milímetro). Para filetes de juntas em “T” mais longas do que 1,7 m conectando enrijecedores (“reforços”) transversais, o fator de redução ($0,6 \leq \beta_{Lw,2} \leq 1,0$) encontra-se na Equação 28 (dimensão em metro).

$$\beta_{Lw,1} = 1,2 - 0,2 \left(\frac{L}{150 \cdot a} \right) \quad (27)$$

$$\beta_{Lw,2} = 1,1 - \left(\frac{L}{17} \right) \quad (28)$$

4. Distribuição das Tensões na Seção Transversal das Soldas de Filete

Comparando-se soldas com diferentes dimensões e outras características (vide Introdução), observa-se que os ângulos das fraturas nas suas seções transversais apresentam somente certa *tendência* de ocorrer numa mesma região relativa. Entretanto, como será visto, teoricamente —tanto analiticamente, quanto por simulação computacional, como mostrado na Figura 6— é previsível a existência de ângulos preferenciais para as fraturas nas soldas. *Eventualmente* isto ocorre quase exatamente, conforme ilustrado nas Figuras 9(a, b), onde elas manifestam-se nas soldas transversais a 22,5° (em relação à alma) e nas longitudinais a 45°, aproximadamente [31]. Estas soldas foram realizadas por arco submerso, sob condições de extremo controle e, em geral, as fraturas não ocorrem exatamente nestes ângulos.

Porém, este é somente aparentemente um paradoxo, pois as análises teóricas baseiam-se em puros conceitos mecanicistas e não consideram as demais características mencionadas (na Introdução) destas soldas. Então, porque apresentar aqui esta questão? Algumas possíveis respostas são: (a) mostrar que neste caso o emprego de conceitos relativamente elementares de mecânica dos sólidos pode induzir a interpretações equivocadas; (b) demonstrar através de um tratamento mais rigoroso, que há variação das tensões num mesmo plano na seção transversal da solda (considerada no qual ocorre a fratura), algo muito difícil de ser verificado experimentalmente.

Para determinar quais são os ângulos no filete que *deveriam* desenvolver as máximas tensões, utilizando-se conceitos relativamente elementares de mecânica dos sólidos, considere-se a Figura 10. Nela representa-se (em vista lateral) a extremidade de um membro de filete sobreposta e a solda transversal, cujo



(a)



(b)

Figura 9 – Fratura no metal de solda em juntas (a) transversal (a 22,5° em relação à alma) e (b) longitudinal a 45° aproximadamente [31].

plano sobre o qual será analisado as tensões encontra-se num ângulo θ qualquer. As cargas nesta face são $P_n = P \cdot \sin\theta$ e $P_s = P \cdot \cos\theta$; como $d = z / (\sin\theta + \cos\theta)$ e a área da seção resistente da solda $A_\theta = d \cdot L$ é definida por θ , tem-se as tensões normal (σ_n), de cisalhamento (τ_s) e equivalente de von Mises (σ_{vm}) nas Equações 29 a 31, respectivamente.

$$\sigma_n = \frac{P_n}{A_\theta} = \frac{P(\sin^2\theta + \sin\theta \cdot \cos\theta)}{z \cdot L} \quad (29)$$

$$\tau_s = \frac{P_s}{A_\theta} = \frac{P(\cos^2\theta + \sin\theta \cdot \cos\theta)}{z \cdot L} \quad (30)$$

$$\sigma_{vm} = \sqrt{\sigma_n^2 + 3\tau_s^2} \quad (31)$$

Figura 10 – Vista lateral da extremidade de um membro de junta de filete sobreposta e a solda transversal. O plano sobre o qual será analisado as tensões encontra-se num ângulo θ qualquer.

Para se obter os ângulos à partir da alma nos quais ocorrem as máximas tensões, basta derivar as equações acima e as igualar a zero, ou seja: (a) normal (σ_n) em $\theta=67,5^\circ$; (b) cisalhamento (τ_s) em $\theta=22,5^\circ$; (c) von Mises (σ_{vm}) em $\theta=27,5^\circ$. Observe-se que a resistência das soldas de filete sempre será decidida pela tensão de cisalhamento, pois esta não alcança o valor da tensão normal.

Entretanto, enfaticamente alerta-se que é errado considerar as tensões obtidas nestes ângulos como máximas [19, 32]; eles indicam teoricamente os *loci* destas máximas, como a seguir será demonstrado.

Na Figura 11 o triângulo retângulo isósceles ABC representa a seção transversal de uma junta de filete sobreposta (válido também para em “T”) e σ é a tensão uniformemente distribuída sobre um dos seus lados. A solução para a questão do cálculo das tensões que se desenvolvem no filete foi apresentada em 1914 por Timoshenko, conforme informado em [33] no §45 (“A Wedge Loaded along the Faces”), sendo que o propósito desta investigação não tinha relação alguma com soldagem.

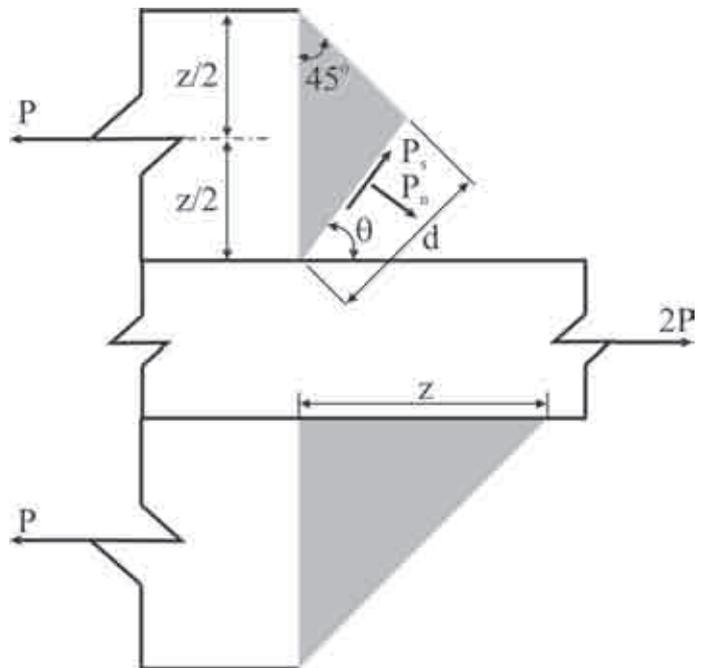


Figura 11 - Seção transversal de junta sobreposta, na qual encontram-se as tensões atuando sobre um elemento infinitesimal, resultantes da tensão (σ) aplicada num dos seus lados. Coordenadas polares com centro em A (esta disposição também é válida para junta de filete em “T”).

Então, utilizando-se conceitos de teoria da elasticidade e tratando-se este problema como deformação plana, ele pode ser resolvido em coordenadas polares com centro em A, sendo a linha r vertical a BD (determinada por θ) e considerando o elemento infinitesimal mostrado. Assim, na ausência de forças que atuam sobre o corpo inteiro (como aquela devido à aceleração da gravidade), as Equações 32 a 34 são gerais de equilíbrio para as tensões radial (σ_r), tangencial (σ_θ) e de cisalhamento ($\tau_{r\theta}$), respectivamente, sendo $\phi(r,\theta)$ a função tensão de Airy.

$$\sigma_r = \frac{1}{r} \frac{\delta\phi}{\delta r} + \frac{1}{r^2} \frac{\delta^2\phi}{\delta\theta^2} \quad (32)$$

$$\sigma_{\theta} = \frac{\delta^2 \phi}{\delta r^2} \quad (33)$$

$$\tau_{r\theta} = \frac{1}{r^2} \frac{\delta \phi}{\delta \theta} - \frac{1}{r} \frac{\delta^2 \phi}{\delta r \delta \theta} = -\frac{\delta}{\delta r} \left(\frac{1}{r} \frac{\delta \phi}{\delta \theta} \right) \quad (34)$$

A condição de compatibilidade desta função tensão encontra-se na Equação 35.

$$\left(\frac{\delta^2}{\delta r^2} + \frac{1}{r} \frac{\delta}{\delta r} + \frac{1}{r^2} \frac{\delta^2}{\delta \theta^2} \right) \left(\frac{\delta^2 \phi}{\delta r^2} + \frac{1}{r} \frac{\delta \phi}{\delta r} + \frac{1}{r^2} \frac{\delta^2 \phi}{\delta \theta^2} \right) = 0 \quad (35)$$

A solução geral para esta condição de compatibilidade é (bastante) longa e pode ser encontrada no §43 de [33]. Então, após aplicar as devidas condições de contorno para este caso —tais como há tensão (σ) na face $\theta=0$ e a face $\theta=\beta$ é livre de forças—, e determinar as constantes desta solução geral, resultam as Equações 36 a 38.

$$\sigma_r = \frac{2\sigma}{4-\pi} \left(1 - \frac{\pi}{2} + 2\theta + \text{sen}2\theta - \text{cos}2\theta \right) \quad (36)$$

$$\sigma_{\theta} = \frac{2\sigma}{4-\pi} \left(1 - \frac{\pi}{2} + 2\theta - \text{sen}2\theta + \text{cos}3\theta \right) \quad (37)$$

$$\tau_{r\theta} = \frac{2\sigma}{4-\pi} (\text{sen}2\theta + \text{cos}2\theta - 1) \quad (38)$$

A ideia de que poderia ser aplicado este conceito para o caso da solda em filete, aparentemente foi de [34], conforme citado por [19], mas ambos baseados no desenvolvimento teórico mencionado [33]. Então, derivando-se a Equação 38 e igualando o resultado a zero, pode ser novamente verificado que, teoricamente, para filete transversal o ângulo no qual ocorre a máxima tensão de cisalhamento é $\theta=22,5^\circ$ (ou $\pi/8$).

Para a alma sob tensão de tração e admitindo-se, por exemplo, que a solda irá falhar quando a tensão de cisalhamento ($\tau_{r\theta}$) alcançar $f_s/\sqrt{3}$ (critério de von Mises-Hencky), serão examinados os dois casos seguintes.

(i) Garganta das duas soldas transversais: substituindo-se $\theta=\pi/8$ na Equação 38 e notando-se que neste caso $\sigma = P/(z.L) = P/(\sqrt{2}.A_s)$, resulta a Equação 39.

$$\alpha \geq 0,591.t. \frac{f_y}{f_s} \quad (39)$$

(ii) Garganta das duas soldas num filete longitudinal: a seção crítica da solda é determinada considerando-se o plano da garganta inclinado a 45° (portanto, $A_s=a.L$) e resultando a Equação 40.

$$\alpha \geq 0,866.t. \frac{f_y}{f_s} \quad (40)$$

Portanto, sendo as outras condições idênticas, por esta metodologia a garganta da solda transversal poderá ser 1,465 vezes menor do que a da longitudinal. Além disto, com este método é possível demonstrar que a distribuição da tensão de cisalhamento ao longo do plano BD não é constante, pois a tensão de cisalhamento (τ) neste plano é dada pela Equação 41, com $\beta=5\pi/8-0$.

$$\tau = \frac{(\sigma_r - \sigma_{\theta})}{2} \text{sen}2\beta - \tau_{r\theta} \cdot \text{cos}2\beta \quad (41)$$

Calculando-se a variação de τ/σ em função da distância da raiz (ponto B) à face da solda (ponto D) no plano determinado por $\theta=\pi/8$, verifica-se que os máximos ocorrem nas extremidades com $\tau/\sigma \cong 1,647$, enquanto o mínimo $\tau/\sigma \cong 0,965$ encontra-se no centro da linha BD ($\theta=\pi/8$ na relação acima para β). Observe-se, porém, que nestas regiões ocorrerão deformações plásticas e este fato não é contemplado nesta dedução. Entretanto, este desenvolvimento baseado na teoria da elasticidade apresenta sólidos argumentos, os quais indicam que a tensão de cisalhamento não é constante sobre o plano da fratura.

Outrossim, simulações computacionais considerando elasto-plasticidade demonstram não continuarem a existir estes “picos” de tensões de cisalhamento após a solda ser carregada, tanto na raiz —local que certamente sofre a maior concentração de tensões—, quanto na face da solda (menor nível de tensão) e que os resultados fornecido pela teoria da elasticidade são aceitáveis. Isto provavelmente deve-se a que, conforme a carga aumenta, a partir de um certo valor não há mais expansão do campo plástico (escoamento), enquanto o endurecimento pela deformação (encruamento) aumenta aceleradamente.

5. Exemplos e Conclusões

Para ilustrar o efeito do MB e do consumível empregado sobre o dimensionamento das juntas soldadas, foram escolhidos dois aços com relativamente grandes diferenças nas suas propriedades mecânicas.

As seguintes combinações entre MB —ambos os aços laminados a quente, normalizados, grão refinado, soldáveis— e consumíveis foram empregadas para os cálculos, sendo $\gamma_{M2}=1,25$ e a espessura (t) da alma (ou MI) menor do que 20 mm para os dois casos:

(i) Combinação 1

Metal base: $f_y=275$ MPa; $f_u=f_{ui}=430$ MPa; $V_{ui}=322$ MPa; $\beta_w=0,85$.

Consumível: $f_s=490$ MPa; $V_{si}=413$ MPa; $V_{st}=546$ MPa.

(ii) Combinação 2

Metal base: $f_y=460$ MPa; $f_u=f_{ui}=540$ MPa; $V_{ui}=405$ MPa; $\beta_w=1,0$.

Consumível: $f_s=620$ MPa; $V_{si}=483$ MPa; $V_{st}=642$ MPa.

Evidentemente o aço da Combinação 2 é mais moderno do que o da Combinação 1.

Na Tabela 1 encontram-se resultados dos dimensionamentos das gargantas das soldas através dos métodos apresentados, de tal forma que os cordões em conjunto possuam mesma resistência mecânica que a alma (ou MI). Observe-se que os resultados do método da Marinha (EUA) somente devem ser comparados com os demais, se a finalidade operacional for similar.

Então, desta tabela pode ser sucintamente concluído que:

(i) Solda de Filete Transversal —alma sob tensão de tração, Figuras 1(a, b): para ambas as Combinações, a garganta admissível é menor pelo método da AWS e do AISC (Equação 8). Entre o dimensionamento para a Combinação 1 (menor

Tabela 1 – Dimensionamento da Garganta dos Cordões de Solda para Juntas em “T” de Filete e Longitudinal Sobreposta, para Mesma Resistência que a Alma ou Membro Intercostal^(a)

Método	Combinação 1 ^(b)			Combinação 2 ^(b)		
	Filete Transversal (a ≥)	Filete Longitudinal (a ≥)		Filete Transversal (a ≥)	Filete Longitudinal (a ≥)	
		Alma (ou MI) sob Tensão de:			Alma (ou MI) sob Tensão de:	
		Tração ^(c)	Cisalhamento		Tração ^(c)	Cisalhamento
AWS e AISC						
Eq. 7	0,56.t			0,74.t		
Eq. 8	0,38.t		0,38.t	0,50.t		0,50.t
Eq. 9		0,56.(t/n)			0,74.(t/n)	
AISC						
Eq. 12			0,44.t			0,44.t
Eurocode 3						
Eq. 16	0,48.t			0,75.t		
Eq. 17		0,59.(t/n)			0,92.(t/n)	
Eq. 18	0,59.t			0,92.t		
Eq. 19			0,34.t			0,53.t
Marinha (EUA)^(d)						
Eq. 22	0,39.t			0,42.t		
Eq. 24			0,39.t			0,42.t

(a) a tensão de tração na alma (σ_x) é considerada igual ao limite de escoamento (f_y) do MB; (b) dimensões em milímetros; (c) $n=L/b$, vide Figura 1(c); (d) somente deve ser comparado com os outros métodos, se a finalidade do uso for idêntica.

resistência) e a Combinação 2, é notável que a garganta aumenta cerca de 1,32 vezes usando-se a AWS e AISC, enquanto para o Eurocode 3 esta proporção é cerca de 1,56 vezes (Equação 16 ou 18).

(ii) Solda de filete longitudinal —alma sob tensão de tração, Figura 1(c): para a Combinação 1 a garganta é um pouco menor (cerca 1,05 vezes) com o uso da AWS/AISC (Equação 9) em relação ao Eurocode 3 (Equação 17); entretanto, esta diferença é acentuada (1,24 vezes menor) para o aço com maior resistência.

(iii) Solda de filete longitudinal —alma sob tensão de cisalhamento, Figura 1(d): para a Combinação 1, a opção pela Equação 19 do Eurocode 3 resulta na menor garganta, não sendo esta norma vantajosa para maior resistência, pois neste caso a Equação 12 do AISC resulta na menor garganta.

(iv) O fato de que é maior a resistência da solda de filete transversal em comparação com o filete longitudinal, é contemplado pela AWS/AISC nos resultados das Equações 8 e 9, considerando-se $n=1$.

(v) Em geral, entre a Combinação 1 e a Combinação 2 (mais

alta resistência) a garganta da solda sofre aumento de 1,32 vezes para o método AWS/AISC, enquanto este aumento é de 1,56 vezes para o Eurocode 3. Esta diferença é devido a que o Eurocode 3 considera diretamente somente as propriedades mecânicas do MB.

Além disto, caso a situação de carregamento permita o emprego das equações da Marinha (EUA), considerando-se filete transversal e filete longitudinal com a alma sob tensão de cisalhamento, estas são indiscutivelmente as mais vantajosas para a Combinação 2 (maior resistência).

Outrossim, as Equações 39 e 40 desenvolvidas a partir de conceitos da teoria da elasticidade para dimensionamento da garganta, fornecem os menores resultados —para todos os casos aos quais se aplicam e considerando $n=1$ no filete longitudinal e alma sob tensão de tração. Porém, estas equações precisariam se devidamente adaptadas para exigências adicionais existentes em normas e Códigos.

6. Referências Bibliográficas

- [1] AWS D1.1, Structural Welding Code – Steel. American Welding Society, Miami, FLA, USA, 2008.
- [2] Specifications for Structural Steel Buildings. ANSI/AISC 360-05. American Institute of Steel Construction, Inc. (AISC), EUA, 2005 (3rd Printing, Apr 2007).
- [3] International Institute of Welding – IIW (Commission XV). Design rules for arc welded connections in steel submitted to static loads. *Welding in the World*, **14** (5/6): 132-149, 1976.
- [4] EN 1993-1-8: 2005. Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-8: Design of joints.
- [5] FREEMAN, F. R. The strength of arc-welded joints. Minutes of Proceedings of Institution of Civil Engineers. **231**: 283-366, 1931.
- [6] FREEMAN, F. R. Strength of arc-welded joints. *The Welding Journal*, **11**(6): 16-24, Jun 1932.
- [7] TROELSCH, H. W. Distribution of Shear in Welded Connections. Proceedings of the American Society of Civil Engineers. Paper no. 1865: 409-436, 1932.
- [8] Bierret, G. and Grunning, G. Stress Distribution and the Strength of Joints with End Fillet Welds. *Stahlbau*, **6**(22): 169-175, 1933. Citado por: Bresler, B. et al. Design of Steel Structures. 2nd Ed. John Wiley & Sons, Inc., 1968.
- [9] SOLAKIAN, A. G. Stress in Transverse Fillet Welds by Photoelastic Methods. *The American Welding Society Journal*, **13**(1): 22-29, Jan 1934.
- [10] SWANELL, P. Primary stress and strain distribution in longitudinal fillet welds. *Australian Welding Journal*, **16**(6): 117-123, Jun 1972.
- [11] JENNINGS, C. H. Welding Design. *The Welding Journal*, **15**(10): 58-70, Oct 1936.
- [12] SPRARAGEN, W. and CLAUSSEN, G. E. Static tests of fillet and plug welds —a review of the literature from 1932 to January 1, 1940. *Welding Journal*, **21**(4): 161s-197s, Apr 1942.
- [13] KOENIGSBERGER, F. Design Stresses in Fillet Weld Connections. *Proc. Institute of Mechanical Engineers*, **165**: 148-164, 1951.
- [14] VREEDENBURGH, C. G. J. New Principles for the Calculation of Welded Joints. *The Welding Journal*, **53**(8): 743-751, Aug 1954.
- [15] KATO, B. and MORITA, K. The Strength of Fillet Welded Joints. IIW Document XV-267-69, International Institute of Welding, 1969.
- [16] BUTLER, L. J. and KULAK, G. L. Strength of fillet welds as a function of direction of load. *Welding Journal*, **50**(5): 231s-234s, May 1971.
- [17] CLARK, P. J. Basis of Design For Fillet-Welded Joints Under Static Loading. *Proc. Conf. On Improving Welded Product Design*, The Welding Institute, Cambridge, England, Vol 1, pp. 85-96, 1971.
- [18] BUTLER, L, PAL, J. S. and KULAK, G. L. Eccentrically Loaded Welded Connections. *Journal of the Structural Division, ASCE (ST5)*, **98**: 989-1005, May 1972.
- [19] KATO, B. and MORITA, K. Strength of Transverse Fillet Welded Joints. *Welding Journal*, **53**(2): 59s-64s, Feb 1974.
- [20] KAMTEKAR, A. G. A New Analysis of the Strength of Some Simple Fillet Welded Connections. *Journal of Constructional Steel Research*, **2** (2): 33-45, 1982.
- [21] KENNEDY, D. J. L. and KRIVIAK, G. J. The Strength of Fillet Welds Under Longitudinal and Transverse Shear: A Paradox. *Canadian Journal of Civil Engineering*, **12**: 226-231, 1985.
- [22] KAMTEKAR, A. G. The Strength of Inclined Fillet Welds. *Journal of Constructional Steel Research*, **7**(1): 43-54, 1987.
- [23] MIAZGA, G. S. and KENNEDY, D. J. L. Behavior of fillet welds as a function of the angle of loading. *Canadian Journal of Civil Engineering*, **16**(4): 583-599, Aug 1989.
- [24] LESIK, D. F. and KENNEDY, D. J. L. Ultimate strength of fillet welded connections loaded in plane. *Canadian Journal of Civil Engineering*, **17**(1): 55-67, Feb 1990.
- [25] PICO, R. and CANÁS, J. On strength criteria of fillet welds. *International Journal of Mechanical Sciences*, **51**: 609-618, Jun 2009.
- [26] KRUMPEN Jr., R. P. and JORDAN, C. R. Reduced Fillet Weld Sizes for Naval Ships. *Welding Journal*, **63**(4): 34-41, Apr 1984.
- [27] HIGGINS, T. R. and PREECE, F. R. Proposed Working Stresses for Fillet Welds in Building Construction. *Welding Journal* **15**(10): 429s-432s, Oct 1968.
- [28] Code for Fusion Welding and Gas Cutting in Building Construction. The American Welding Society, EUA, 1928. Citado por [27].
- [29] GODFREY, J. H. and MOUNT, E. H. Pilot Tests on Covered Electrode Welds. *Welding Journal*, **19**(4): 133s-136s, Apr 1940. Citado por [27].
- [30] FALTUS, F. Joints with fillet welds. Elsevier, 1986.
- [31] LOPES, L. V. Análise da Distribuição de Tensões em Juntas Soldadas de Filete. In: Trabalho de Conclusão do Curso de Engenharia Mecânica da UFRGS, Pasta 2004/2 (recurso eletrônico). Orientador: Machado, I. G.
- [32] DAWEI, X. The Exact Solution of Stress Distribution in Fillet Welds. *Applied Mathematics and Mechanics (English Edition)*, **18**(6): 529-533, Jun 1997.
- [33] TIMOSHENKO, S. P. and GOODIER, J. N. Theory of Elasticity. McGraw-Hill, 1970.
- [34] NAKA, T. and KATO, B. Deformation and Strength of End Fillet Welds. *Journal of the Faculty of Engineering, University of Tokyo*, Vol. XXVIII, No. 3, 1966, (em japonês). Citado por [19].

Apêndice: definições, símbolos e abreviaturas

- a: garganta do cordão de solda;
 A (=t.L): área da seção resistente do MB;
 A_s (= a.L): área da seção resistente da solda;
 ASD: “Allowable Strength Design” ou projeto baseado em resistência admissível;
 A: área da seção resistente da solda (face num ângulo θ);
 b: largura da alma;
 F_R: resultante de todas as forças por unidade de comprimento transmitida pela solda de filete;

f_s : mínima resistência à tração nominal do consumível (de acordo com a sua classificação);
 F_{us} : máxima resistência à ruptura da solda;
 f_u : resistência à ruptura a tração (mínima) especificada (nominal) do MB;
 f_{ui} : idem para o MI;
 f_y : resistência ao escoamento do MB a tensão normal (limite de escoamento mínimo);
 L : comprimento efetivo da solda (e da alma);
 LRFD: “*Load and Resistance Factor Design*” ou projeto baseado em fator de carga e resistência;
 M_f : momento fletor;
 MB: metal base;
 MC: membro contínuo (mesa em perfil);
 MI: membro intercostal (alma em perfil);
 MS: metal de solda;
 $n(=L/b)$: razão entre o comprimento e a largura da alma;
 P : força (carga) aplicada;
 q : carga por unidade de comprimento;
 R_a : resistência admissível (do MB);
 R_d : resistência de projeto (do MB);
 R_{ds} : resistência de projeto (do MS);

 t (t_i , t_c): espessura do MB (do membro em consideração);
 V_{sl} : tensão de cisalhamento longitudinal do MS;
 V_{st} : tensão de cisalhamento transversal do MS no plano de fratura a 45°;
 V_u , V_{ui} , V_{uc} : tensões de cisalhamento do MB (em geral), do MI e do MC, respectivamente;
 z : tamanho do cordão de solda;
 ZAC: zona afetada pelo calor;
 α : ângulo da superfície de fratura;
 β : fator de correção, soldas excessivamente longas; ângulo;
 β_w : fator de correlação;
 β_{LW} : fator de redução (soldas excessivamente longas);
 Δ : deformação no cisalhamento;
 ϕ : fator de resistência;
 θ : ângulo;
 γ : ângulo entre as direções da solda e do carregamento;
 γ_{M2} : fator parcial de segurança;
 σ : tensão (em geral);
 σ_o : tensão normal ortogonal à seção da garganta da solda;
 σ_p : tensão normal paralela ao eixo da solda;
 σ_{princ} : tensão principal;
 σ_{vM} : tensão equivalente de von Mises;
 τ : tensão de cisalhamento (em geral);
 τ_o : tensão de cisalhamento (no plano da garganta) ortogonal ao eixo da solda;
 τ_p : tensão de cisalhamento (no plano da garganta) paralela ao eixo da solda;
 τ_{as} : tensão de cisalhamento admissível no MS;
 Ω : fator de segurança.