ROGERIO KEIZO NAKANO

*INFLUÊNCIA DA TAXA DE
DEFORMAÇÃO NA FALHA DE
UNIÕES POR SOLDA A PONTO*

Dissertação apresentada à Escola Politécnica
da Universidade de São Paulo para a obten-
ção do título de Mestre em Engenharia

São Paulo

2005

ROGERIO KEIZO NAKANO

*INFLUÊNCIA DA TAXA DE
DEFORMAÇÃO NA FALHA DE
UNIÕES POR SOLDA A PONTO*

Dissertação apresentada à Escola Politécnica
da Universidade de São Paulo para a obten-
ção do título de Mestre em Engenharia

Área de concentração:
Engenharia Mecatrônica e
de Sistemas Mecânicos

Orientador:
Prof. Dr. Marcílio Alves

São Paulo
2005

Este exemplar foi revisado e alterado em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, ...de setembro de 2005

Assinatura do autor

Assinatura do orientador

FICHA CATALOGRÁFICA

Nakano, Rogerio Keizo

Influência da taxa de deformação na falha de uniões por solda a ponto. / R. K. Nakano – edição revisada – São Paulo, 2005. 75 p.

Dissertação (Mestrado) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos.

1. Soldagem a ponto 2. Soldagem por resistência 3. Aço inoxidável austenítico 4. Métodos dos elementos finitos I . Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos II.

*A meus pais,
cujo exemplo de simplicidade,
honestidade e trabalho
tem sido um norteador
para a minha vida.*

Agradecimentos

Meus sinceros agradecimentos:

- a meus pais que sempre me ensinam o valor da paciência e do trabalho;
- ao professor doutor Marcílio Alves pela compreensão nas horas difíceis e pelo incentivo e apoio irrestrito neste trabalho;
- aos meus colegas e amigos do COCLA pelo companheirismo, compreensão e paciência em meus dias de mau humor;
- a todos os colegas do Mestrado em Engenharia do Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo;
- e a todos que direta ou indiretamente contribuíram para que este trabalho pudesse ser realizado.

*“Um homem não pode sentir-se
confortável sem sua própria aprovação.”*

Mark Twain

Resumo

Este estudo apresenta uma tentativa para investigação do efeito que a sensibilidade à taxa de deformação do material poderia provocar no modo de falha do ponto de solda. É sabido que alguns materiais quando deformados dinamicamente sofrem elevação na sua resistência mecânica, e portanto este aumento poderia afetar o comportamento, ou seja, o modo de falha da junta. Os modos de falha esperados neste estudo são o de cisalhamento do ponto na interface ou o arrancamento do ponto na região da zona termicamente afetada. Uma formulação analítica para as tensões atuantes devido à solicitação dinâmica no ponto foi proposta com base em estudos existente para juntas solicitadas estaticamente. Propôs-se uma forma de quantificar a taxa de deformação, que foi incorporada à formulação da tensão dinâmica atuante na região da junta. Em conjunto à formulação analítica, um modelo de elementos finitos foi desenvolvido e diversas condições de carregamento e geometrias foram analisadas e posteriormente comparadas com os resultados analíticos. Como resultado principal verificou-se que, para a estimativa adotada para a taxa de deformação de material, o modo de falha da junta não se altera quando comparado com o modo de falha presente na junta solicitada a carregamento estático. E que para as formulações estimadas e modelos investigados a falha teria uma tendência a ocorrer na região da zona termicamente afetada para qualquer dos casos de carregamento analisados.

Abstract

This study presents an attempt to probe the effect that some materials strain rate sensitivity could set in the failure mode of the spot weld joint. It is well known that some materials when dynamically loaded and deformed have mechanical strength increased and therefore this strength increase could affect the joint failure behavior. The failure modes taken into account in this study are the shear of the spot weld in the interface region and the pull-out of the spot weld in the heat affected zone. An analytical formulation to the acting stress in the spot weld region owing to the dynamic loading has been proposed based on studies performed to the statically loaded spot weld joint. Moreover, an analytical formulation has been proposed to quantify the strain rate, and it has been incorporated in the dynamic stress formulation. A finite element model has been also built. Several geometrical configurations of this model have been analyzed under several velocity loading conditions, and their results have been compared with the analytical considerations. As the main result, it has been verified, to the estimated strain rate formulation, the failure mode in the dynamic loading condition has not effectively changed in comparison with the statically loaded joint failure. And according to the formulation considered and the finite elements models results the failure would tend to happen in the heat affected zone to any of the loading cases taken into account in this study.

Sumário

Lista de Figuras

Lista de Tabelas

1	Introdução	p. 1
1.1	Descrição da soldagem por resistência elétrica	p. 1
1.2	O processo de formação do ponto	p. 3
1.2.1	Etapas do processo	p. 4
1.3	Características do ponto de solda	p. 5
1.4	Soldagem a ponto	p. 6
1.5	Modos de falha da junta	p. 8
1.6	Métodos experimentais	p. 12
1.7	Modelagem	p. 15
1.8	Critérios de falha	p. 16
1.9	Exemplos de seções transversais de pontos de solda	p. 18
2	Objetivos do trabalho	p. 22
3	Modelo analítico	p. 25
3.1	Comportamento de um ponto de solda	p. 25
3.2	Formulação da falha do ponto de solda	p. 28
3.2.1	Formulação da falha na interface do ponto de solda . . .	p. 28
3.2.2	Equacionamento da falha na zona termicamente afetada	p. 32

3.3	Comparação entre os valores de tensão resultante na interface e da zona termicamente afetada	p. 38
4	O efeito da taxa de deformação	p. 40
4.1	Implementação da lei de falha	p. 42
4.1.1	Lei de falha dinâmica para a interface do ponto	p. 42
4.1.2	Lei de falha dinâmica para a ZTA	p. 42
4.2	Comparação entre as tensões dinâmicas na interface e na ZTA .	p. 43
4.3	Implementação das leis de falha para alguns materiais	p. 43
5	Análise numérica	p. 46
5.1	Descrição do corpo de prova	p. 46
5.2	Modelo de elementos finitos	p. 46
5.3	Procedimento adotado para a análise numérica	p. 48
5.3.1	Aplicação das propriedades do material	p. 49
5.3.2	Aplicação do carregamento sobre o corpo de prova	p. 49
5.3.3	Condições de contorno do corpo de prova	p. 50
5.4	Resultados da análise numérica	p. 51
5.4.1	Resultados para o corpo de prova em AISI304	p. 51
5.4.2	Resultados para o corpo de prova em alumínio	p. 52
6	Discussão	p. 58
6.1	Recomendações	p. 62
7	Conclusão	p. 64
	Referências	p. 66
	Apêndice A – O material aço inoxidável austenítico	p. 70

A.1	Propriedades do material	p. 71

Apêndice B – Lei constitutiva de Cowper-Symonds para com-	
portamento de material	p. 74

Lista de Figuras

1	Processo de soldagem por ponto.	p. 2
2	Processo de soldagem por costura.	p. 3
3	Seqüência comum no processo de soldagem por resistência. . . .	p. 4
4	Detalhe da última etapa do processo de soldagem da figura 3. .	p. 5
5	Curva força <i>versus</i> deslocamento (ZHOU; HU; ZHANG, 1999). .	p. 9
6	Curva força <i>versus</i> deslocamento (ZHOU; HU; ZHANG, 1999) (continuação da figura 5).(C): destacamento; (D): rascamento; (E): cisalhamento.	p. 10
7	Modo de falha por rasgamento simples (<i>single tearing</i>) (BIRCH; ALVES, 2000)	p. 13
8	Modo de falha por cisalhamento do ponto de solda (<i>shear plug-</i> <i>ging</i>) (BIRCH; ALVES, 2000).	p. 13
9	Modo de falha por rasgamento duplo (<i>double tearing</i>) (BIRCH; ALVES, 2000).	p. 14
10	Foto da seção transversal de um ponto de solda.	p. 19
11	Vista em destaque do arrancamento do ponto de solda, mas sem a ocorrência da separação das chapas.	p. 20
12	Falha do ponto de solda (vista de perfil)	p. 21
13	Uma das chapas do material base, cujo ponto de solda foi ar- rancado.	p. 21
14	Corpo de prova com soldagem a ponto.	p. 26
15	Etapas de falha da junta (vista da seção longitudinal do corpo de prova).	p. 27

16	Tensões e carregamentos atuantes na região da interface do ponto de solda entre as chapas superior e inferior da figura 15.	p. 29
17	Influência dos valores normalizados dos componentes de tensão no valor da tensão resultante.	p. 31
18	Tensões e carregamentos atuantes no volume do ponto de solda da chapa superior da figura 15.	p. 33
19	Distribuição de tensão τ_V na periferia do ponto de solda.	p. 34
20	Coordenada cilíndrica associada ao ponto de solda.	p. 35
21	Distribuição de tensão σ_V na periferia do ponto.	p. 36
22	Influência dos valores normalizados dos componentes de tensão no valor da tensão equivalente.	p. 38
23	Relação entre valores de tensão equivalente na interface, σ_{eI} e na ZTA, σ_{eZTA}	p. 39
24	Representação da razão entre a tensão na interface e a tensão na ZTA para o AISI304.	p. 44
25	Representação da razão entre a tensão na interface e a tensão na ZTA para o alumínio.	p. 45
26	Esboço do corpo de prova modelado.	p. 47
27	Aplicação de malha no modelo do corpo de prova gerado no <i>ABAQUS-CAE</i>	p. 48
28	Condição de contorno aplicada ao modelo.	p. 50
29	Relação entre as tensões atuantes na interface e na ZTA para diferentes velocidades.	p. 51
30	Relação entre forças atuantes no corpo de prova para diferentes taxas de carregamento, $5m/s$ e $50m/s$	p. 52
31	Distribuição de tensões e condição deformada do corpo de prova de parâmetro $t/d = 0,3$ sujeito ao carregamento. Material aço inoxidável AISI304.	p. 53

32	Distribuição de tensões e condição deformada do corpo de prova de parâmetro $t/d = 0,5$ sujeito ao carregamento. Material aço inoxidável AISI304.	p. 54
33	Relação entre as tensões atuantes na interface e na ZTA para diferentes velocidades.	p. 55
34	Relação entre forças atuantes no corpo de prova para diferentes taxas de carregamento, $5m/s$ e $50m/s$	p. 55
35	Distribuição de tensões e condição deformada do corpo de prova de parâmetro $t/d = 0,3$ sujeito ao carregamento. Material alumínio.	p. 56
36	Distribuição de tensões e condição deformada do corpo de prova de parâmetro $t/d = 0,5$ sujeito ao carregamento. Material alumínio	p. 57
37	Comparação entre os valores da razão entre tensões da formulação analítica e a modelagem para o material AISI304.	p. 59
38	Comparação entre os valores da razão entre tensões da formulação analítica e a modelagem para o material alumínio.	p. 59
39	Relação entre as taxas de deformação estimadas pela formulação analítica, $\dot{\epsilon}_{anal}$ e a obtida por meio da modelagem numérica, $\dot{\epsilon}_{num}$, para o material AISI304.	p. 60
40	Relação entre as tensões dinâmicas fornecidas pela modelagem numérica, σ_{num} e a formulação analítica, σ_{anal}	p. 61

Lista de Tabelas

1	Dimensões comuns aplicados a união por solda a ponto em aço inoxidável.	p. 20
2	Coefficientes da equação (4.1) para diferentes materiais.	p. 43
3	Relações t/d consideradas na modelagem.	p. 49
4	Velocidades consideradas na modelagem.	p. 50
5	Propriedades de materiais (CUNAT, 2000).	p. 72
6	Comparação entre energias específicas absorvidas (CUNAT, 2000).	p. 73
7	Coefficientes da equação (B.1) para diferentes materiais.	p. 75

Lista de Símbolos

A	Área da interface do ponto de solda
D	Parâmetro da equação constitutiva de Cowper-Symonds relacionado à taxa de deformação
E	Módulo de elasticidade do material
F	Força aplicada
I	Corrente elétrica
L_1, L_2	Comprimento de cada chapa do corpo de prova
P	Componente da força aplicada normal à interface
R	Resistência elétrica
Sb	Sobre posição entre as chapas
S_l	Área lateral do cilindro que representa o ponto de solda
V	Componente da força aplicada tangente à interface
V_0	Velocidade aplicada
W	Largura do corpo de prova
ZTA	Zona termicamente afetada
d	Diâmetro do ponto de solda
n	Coefficiente de encruamento de material
q	Parâmetro da equação constitutiva de Cowper-Symonds
r	Coordenada do sistema cilíndrico
t	Espessura das chapas do corpo de prova, duração do fluxo elétrico
t_1, t_2	Espessura das chapas do corpo de prova
x	Coordenada do sistema cartesiano
y	Coordenada do sistema cartesiano
z	Coordenada do sistema cartesiano
α	Ângulo de rotação do ponto de solda
δ	Deslocamento aplicado à extremidade do corpo de prova
θ	Coordenada do sistema cilíndrico
ε	Deformação

$\dot{\epsilon}$	Taxa de deformação
$\dot{\epsilon}_I$	Taxa de deformação na interface
$\dot{\epsilon}_{ZTA}$	Taxa de deformação na zona termicamente afetada
ρ	Massa específica
σ	Tensão
σ_{esc}	Tensão de escoamento do material
σ_I	Tensão na interface
$\bar{\sigma}_I$	Tensão normalizada na interface
σ_{ZTA}	Tensão na zona termicamente afetada
$\bar{\sigma}_{ZTA}$	Tensão normalizada na zona termicamente afetada
σ_e	Tensão resultante
σ_d	Tensão dinâmica
σ_{dI}	Tensão dinâmica na interface
σ_{dZTA}	Tensão dinâmica na zona termicamente afetada
σ_{eI}	Tensão resultante na interface
σ_{eZTA}	Tensão resultante na zona termicamente afetada
$\bar{\sigma}_{eI}$	Tensão normalizada resultante na interface
$\bar{\sigma}_{eZTA}$	Tensão normalizada resultante na ZTA
σ_{rup}	Tensão de ruptura do material
τ	Tensão de cisalhamento
$\bar{\tau}$	Tensão de cisalhamento normalizada
τ_{max}	Tensão de cisalhamento máxima atuante na área do ponto de solda
τ_P	Tensão de cisalhamento na parede do cilindro do ponto de solda
$\tau_{P_{max}}$	Máxima tensão de cisalhamento
τ_V	Tensão de cisalhamento na parede do cilindro do ponto de solda
$\tau_{V_{max}}$	Máxima tensão de cisalhamento
τ_m	Tensão de cisalhamento média

1 *Introdução*

Atualmente, a soldagem por resistência elétrica — também conhecida como *resistance spot welding* — ou simplesmente soldagem a ponto é largamente empregada na indústria automotiva e na fabricação de componentes estruturais de veículos metro-ferroviários. Embora a concepção de novas formas e processos de união tais como a soldagem com laser, por resistência indireta e a utilização de adesivos esteja sendo desenvolvida e empregada, além das uniões por elementos mecânicos, como parafusos e rebites, a soldagem a ponto por resistência elétrica ainda é predominante.

Os principais atrativos para a larga utilização da soldagem a ponto são a simplicidade, a rapidez, a facilidade na operação, a ausência de aparatos complexos para a execução e a facilidade com que se pode adaptar este processo a uma linha de fabricação automatizada.

A principal função da soldagem é propiciar a união coerente entre duas ou mais chapas por meio da fusão entre os materiais base na região de sobreposição, transmitindo de forma segura e eficiente os esforços de um membro estrutural a outro.

Demais detalhes do processo de soldagem e seu desenvolvimento serão tratados nas próximas seções deste capítulo.

1.1 **Descrição da soldagem por resistência elétrica**

A soldagem por resistência é um processo pelo qual as peças a serem unidas são coalescidas pelo calor gerado por efeito de resistência elétrica, quando se passa uma corrente através de um circuito elétrico do qual fazem parte as peças

em referência. As partes a serem unidas são mantidas em contato sob pressão. O processo é dividido em dois grandes grupos: a soldagem por superposição e a soldagem de topo.

O primeiro grupo é bastante utilizado em chapas finas e folhas, sendo ainda subdividido em dois métodos: a soldagem por ponto e a soldagem por costura. O princípio de funcionamento da soldagem por ponto é apresentado na figura 1. Nela, verifica-se que as chapas sobrepostas são mantidas em contato por meio de dois eletrodos de cobre e uma corrente bastante intensa percorre o circuito elétrico, durante um curto período de tempo. A passagem dessa corrente provoca a liberação de calor na interface de contato das duas chapas, por efeito de resistência elétrica. As superfícies são então fundidas e a pressão mantida entre as chapas é suficiente para formar o ponto de solda. A liberação de calor também ocorre no ponto de contato entre a chapa e o eletrodo, mas este é resfriado internamente, razão pela qual não provoca a própria fusão nem da chapa com a qual está em contato.

O método de soldagem por costura está esquematizado na figura 2 e nela se verifica que a união é efetuada de maneira semelhante à soldagem por ponto. Neste caso, porém utiliza-se um par de discos que rolam sobre as chapas, e mediante descargas elétricas intermitentes, executa-se a costura desejada. Neste método, também a pressão é aplicada para manter o contato entre as chapas.

Figura 1: Processo de soldagem por ponto.

A soldagem por resistência de topo é um método através do qual é possível soldar barras, tubos, ou mesmo chapas, igualmente por efeito de resistência elétrica, após alinhá-los na direção do seu eixo longitudinal e mantê-los sob pressão durante a passagem da corrente elétrica (OKUMURA; TANIGUCHI, 1982, 43-44).

Figura 2: Processo de soldagem por costura.

Neste último processo de soldagem não ocorre a sobreposição das chapas a serem unidas.

1.2 O processo de formação do ponto

No processo de soldagem a ponto por resistência, o calor necessário para produzir a solda é obtido através do efeito Joule, ou seja, pela resistência dos materiais à passagem da corrente elétrica. A forma em que é gerada a energia implica que não são necessários materiais consumíveis, gases de proteção e controle de movimento durante a soldagem. Isto torna o processo extremamente simples e eficiente. Eventualmente os eletrodos utilizados precisam de algum tipo de manutenção devido ao desgaste intrínseco.

A resistência total à corrente elétrica é a soma das parcelas individuais provenientes:

- Da resistência dos eletrodos;
- Da resistência do contato entre as peças e os eletrodos;
- Da resistência de cada peça;
- Da resistência existente entre as peças.

A energia total, ou calor, envolvida no processo de soldagem pode ser calculada através da seguinte equação:

$$E = I^2 R t$$

Sendo E a energia, I a corrente elétrica, R a resistência e t a duração do fluxo de corrente. A energia útil para a fusão do material do ponto de solda é obtida, no entanto, considerando a eficiência do processo, pois há uma parcela de energia perdida em calor dissipado para o ambiente.

1.2.1 Etapas do processo

O processo de soldagem a ponto por resistência é executado em quatro etapas, como ilustrado na figura 3.

Figura 3: Seqüência comum no processo de soldagem por resistência.

1. A pressão é aplicada na pilha de peças de metal, que pode ser de duas ou mais peças, utilizando-se de dois eletrodos, um em cada lado da pilha;
2. Durante o tempo em que a pressão é aplicada, a corrente é transmitida através da pilha para iniciar a soldagem;
3. A corrente é interrompida enquanto a pressão ainda está sendo aplicada;
4. A pressão é liberada e o ponto de solda está formado.

A corrente elétrica e a pressão aplicadas dependem do tipo de material a ser soldado assim como a espessura de cada peça. Na execução de soldagem a ponto há fatores importantes que devem ser observados. As superfícies a serem soldadas

devem estar limpas e as mais lisas possíveis para otimizar a resistência mecânica final da junta. Isto significa que a superfície deve estar livre de óxidos, pinturas ou óleos. Também é necessário que haja pleno acesso por ambos os lados da junta, pois os eletrodos devem preferencialmente permanecer ortogonais à região pretendida (CHRISTENSEN, 2001).

1.3 Características do ponto de solda

A figura 4 ilustra a formação do ponto de solda e a zona termicamente afetada.

Figura 4: Detalhe da última etapa do processo de soldagem da figura 3.

Durante o resfriamento do ponto duas regiões distintas são formadas. A primeira mais destacada é o ponto propriamente dito, ou *nugget*. Aqui se usa o termo *nugget* para indicar a região do ponto de solda que representa a união propriamente dita e a sua tradução para a língua portuguesa não é muito comum. A interface entre as peças unidas tem a sua área em comum através do *nugget*. A segunda região é aquela que não compõe diretamente a região fundida mas devido ao aquecimento sofre alterações nas propriedades. Esta região é conhecida como a zona termicamente afetada (ZTA).

Durante o processo de soldagem, o material que está em fusão na região do *nugget* é expulso pela pressão empregada para manter as peças juntas.

Outra consideração referente-se à indentação do ponto de solda. A expulsão também faz com que o volume de material no local de prensagem diminua.

1.4 Soldagem a ponto

O número de pontos de solda em um automóvel pode chegar a 4.000, distribuídos na montagem de seu chassi, ao passo que na estrutura de um trem pode chegar a uma quantidade superior a 40.000, divididos nas regiões da lateral, da cobertura, do piso, ou estrado, e as cabeceiras, desconsiderando ainda as soldas que são executadas através de filete, que caracterizam um outro processo de soldagem (HENRYSSON, 2003). Atentando para a quantidade existente de pontos de união, não é necessário estender-se muito em explicar a necessidade de compreender o comportamento mecânico do ponto de solda e, se possível, otimizar a quantidade e a distribuição das juntas, quando a estrutura é submetida a determinadas condições de carregamento (ZHANG; TAYLOR, 2001).

Há muitos estudos, sejam por formulação analítica, por modelagem numérica ou por experimentação, focados na verificação da correlação entre o comportamento mecânico do ponto de solda e os parâmetros geométricos e o processo de fabricação.

No que se refere aos parâmetros de fabricação, em (DENG; CHEN; SHI, 2000) foi verificado que a corrente elétrica, a força de união entre as chapas e o tempo de soldagem representam papel importante e são responsáveis pelos maiores efeitos na geometria final e na qualidade do *nugget*.

Tanuma e Hashimoto (1979) indicam que os modos de falha na ZTA ou na interface do ponto de solda são dependentes principalmente do tempo de soldagem e do tipo de material unido. Para os tipos de materiais investigados por eles — aço com nível inferior a 0,06% de carbono — a falha na interface do ponto resulta da formação de estruturas planas de martensita no interior do *nugget*.

Embora a qualidade do ponto seja um fator importante na determinação da resistência da ligação, os parâmetros dimensionais do espécime também são de grande influência. Contudo, não existe atualmente um padrão estabelecido para a construção de espécimes soldados a ponto, bem como critérios de aceitação e procedimentos de teste. Tal padrão poderia aproximar e correlacionar os diferentes estudos existentes. Há sim, os procedimentos e diretrizes de organizações de padronizações e procedimentos elaborados dentro dos ambientes industriais, nestes por meio de sua experiência, e utilizados como padrão em sua linha de

produção.

Sob uma óptica metalurgística, o efeito de expulsão do material do ponto de solda não reduz necessariamente a resistência da junta. Em certos níveis de corrente elétrica e força de prensagem, a expulsão e por conseguinte a ocorrência de indentação na área de pressão, propicia um aumento na resistência do ponto sujeito à carga estática ou mesmo quando considerada a vida em fadiga. A maior contribuição para o aumento da resistência está associada ao aumento do diâmetro do ponto, o que indica uma dependência direta do nível de carga de falha com a dimensão do diâmetro (KIMCHI, 1984).

Ainda, em (DENG; CHEN; SHI, 2000) verificou-se que a resistência do ponto de solda é diretamente proporcional ao quadrado do diâmetro do *nugget*. Estudos posteriores, motivados por intensas experimentações, indicaram que a espessura das chapas do metal base, bem como a razão entre o diâmetro e a espessura das chapas são parâmetros igualmente importantes na determinação da resistência do ponto de solda. Conclusões semelhantes, quanto à importância da razão entre a espessura de chapas e o diâmetro do ponto, voltadas para o estudo de fatores de concentração de tensões, também foram alcançadas em (KUANG; LIU, 1990). Juntas que possuem a relação entre diâmetro e espessura maiores levam a fatores de concentração de tensões menores. Como consequência direta, em juntas soldadas, cujas espessuras de chapas sejam diferentes, os níveis de tensões principais maiores são detectados na chapa mais fina (KUANG; LIU, 1990; DARWISH; AL-SAMHAN, 2004).

Thornton, Krause e Davies (1996) observaram que o diâmetro do *nugget* é a dimensão mais importante para qualificar um ponto de solda executado entre chapas de alumínio, em termos da resistência estática e a vida em fadiga. Porosidades e trincas internas ao *nugget*, que são normalmente consideradas defeitos para soldas produzidas para aplicações militares e aeroespaciais, não levam necessariamente a uma solda com eficiência inferior. Segundo (RADAJ, 1990), seria possível, sem redução significativa da resistência do ponto de solda a cargas de fadiga, introduzir um furo no interior do *nugget*, fazendo uma analogia com a presença de vazios/porosidade no interior do volume fundido. Considerando ainda o estudo em (THORNTON; KRAUSE; DAVIES, 1996), a maximização do diâmetro do ponto para uma dada espessura de material base leva à otimização

da resistência da junta.

Efeitos indesejáveis devido à conformação mecânica durante a preparação das partes a serem soldadas também possuem a sua importância na análise da qualidade da ligação. Em (RADAJ; ZHANG, 1998) investigou-se efeitos que a presença de leves ondulações (*dents*), gerados pelo processo de preparação dos materiais a serem soldados, teriam no sentido de perturbar as medições de carregamento na região do ponto. Neste caso, foi proposta uma medição utilizando extensômetros por resistência elétrica e os resultados obtidos foram comparados com a modelagem por elementos finitos. Verificou-se que a presença de ondulações provocava uma variação de aproximadamente 1% nos valores medidos sobre o corpo de prova experimentado, quando comparados com os resultados de elementos finitos, baseado em tolerâncias normais de fabricação. Radaj e Zhang (1998) estudaram a influência do defeito, já que na modelagem por elementos finitos, em geral, assume-se que os materiais empregados e a geometria do modelo não possuem esse tipo de irregularidade. Os resultados indicaram variações na medida de carga em nível tal que poderiam ser desprezadas na maioria das aplicações de engenharia.

1.5 Modos de falha da junta

A dependência do modo de falha do ponto de solda com a espessura, a tensão de escoamento do material base, o diâmetro do ponto, a resistência do material da solda e a restrição imposta pelo material em torno do ponto foi investigada por VandenBossche (1977). Uma formulação foi proposta no intuito de estimar o diâmetro de ponto necessário para a ocorrência da falha por cisalhamento em torno da zona termicamente afetada. Entretanto, esta formulação é válida apenas para os materiais estudados, “*low alloy*” e “*high strength steel*”, restringindo de certa forma a sua aplicabilidade. Além disto, o estudo concentra-se na avaliação global da falha do ponto, não levando em conta a distribuição de tensões e fatores de concentração.

Buscando comparar os procedimentos já consolidados na fabricação de corpos de prova, estudou-se experimentalmente em (ZHOU; HU; ZHANG, 1999) o efeito dos parâmetros geométricos como o comprimento, a largura, a espessura das

chapas, o diâmetro do ponto e dos parâmetros dimensionais como a sobreposição (*overlapping*). Estes parâmetros foram variados na fabricação de vários corpos de prova que foram submetidos a testes de cisalhamento do ponto. Observou-se que um dos parâmetros mais influentes nas medições de força, da deformação e do modo de falha obtidos nos testes é a largura do corpo de prova, de forma a especificar as dimensões críticas para testes de cisalhamento em espécies soldados a ponto.

Em testes estáticos, cinco modos de falha foram observados (ZHOU; HU; ZHANG, 1999), conforme ilustrado também na norma ISO/DIS-14273 (1994). Os modos de falha, juntamente com as curvas características de carregamento *versus* deslocamento, obtidas em seu trabalho estão ilustrados nas figuras 5 e 6.

Figura 5: Curva força *versus* deslocamento (ZHOU; HU; ZHANG, 1999).

O modo de falha na figura 5-A é indesejável, do ponto de vista do estudo do comportamento do ponto de solda, pois representa apenas o modo de falha do

Figura 6: Curva força *versus* deslocamento (ZHOU; HU; ZHANG, 1999) (continuação da figura 5). (C): destacamento; (D): rascamento; (E): cisalhamento.

material base, cuja curva poderia ser obtida em um ensaio de tração comum.

A mesma observação cabe para o resultado ilustrado na figura 5-B. O corpo de prova falha parcialmente no material base e parcialmente na periferia da solda.

Em geral, os modos de falha nas figuras 5-A e 5-B são observados em corpos de prova muito estreitos. Estes dois tipos de falha são também indesejáveis pois não permitem obter um valor quantitativo da resistência da ligação soldada.

Os modos de falha observados nas figuras 6-C, 6-D e 6-E são os que ocorrem por destacamento do ponto, do rasgamento do material base em torno do ponto e pela falha na interface, respectivamente. Nestes três casos a qualidade do ponto de solda pôde ser verificada. Portanto estes modos de falha fornecem um indicativo da propriedade da solda.

Kroenigsberger (1948) *apud* Zhou, Hu e Zhang (1999) propõe uma fórmula aproximada para estabelecer a relação entre o diâmetro do ponto e a espessura das chapas soldadas

$$d = a\sqrt{t} \quad (1.1)$$

onde a representa uma constante estabelecida empiricamente, cujo valor estima-se em torno de $3 \sim 6$. De maneira que conservadoramente esta relação indica uma configuração de soldagem que não apresenta falha no material base.

O comportamento do ponto de solda submetido a carregamentos combinados de cisalhamento e tração foi estudado em (LIN et al., 2002; LIN et al., 2003). Verificou-se que para a configuração de carregamento próxima ao limiar do teste de tração a falha ocorria na ZTA ao longo da borda do *nugget*. Entretanto, ao aplicar-se um carregamento combinado — aqui denominado teste de tração-cisalhamento — o fenômeno de estricção ocorria próximo à borda *nugget*, na região do metal base solicitada por tração, antes do destacamento da junta.

Baseada nas observações experimentais, uma formulação foi proposta suportada pelo equilíbrio de forças e estudos de análise de tensões na região do ponto. Como resultado, a formulação da carga de falha tem como parâmetros, além da resistência do material base à ruptura, do diâmetro do *nugget* e da espessura das chapas soldadas, um coeficiente empírico que provem do processo de soldagem.

1.6 Métodos experimentais

Experimentos conduzidos por Birch e Alves (2000) investigaram o comportamento da região soldada por ponto de um espécime sujeito ao carregamento de tração (em cisalhamento). Estes autores estudaram o modo de falha dos pontos de solda sob condições de carga estática e dinâmica. Verificaram que para solicitações de ordem dinâmica, o efeito da taxa de deformação do material tem papel importante na determinação das cargas atuantes e na determinação da energia absorvida com relação aos modos de falha das juntas.

Considerados os mesmos parâmetros geométricos, a velocidade de tracionamento pode gerar três diferentes modos de falha da região soldada, sendo descritas como falha por rasgamento simples (*single tearing T*) figura 7, em que o ponto de solda permanece intacto produzindo um furo alongado em uma das chapas; a falha por cisalhamento do ponto de solda (*shear plugging P*) figura 8, em que há a fratura no ponto de solda mantendo-se cada parte do ponto nas correspondentes chapas; e o rasgamento duplo (*double tearing D*) figura 9, que se assemelha ao modo de falha *T* ocorrendo o rasgamento da chapa em torno do ponto de solda, em ambas as chapas, produzindo furos alongados em ambas as peças.

Com objetivo semelhante ao de Birch e Alves (2000), Zhang, Zhou e Hu (2001) projetaram um dispositivo para a medição de grandezas obtidas em um ensaio de tração e espécime sujeito a taxas de deslocamentos próximas às obtidas em cenários de impacto. O corpo montado pela união entre duas chapas através de solda a ponto é carregado durante um ensaio de tração. Observou-se que a resistência do ponto à carga de impacto aumenta com o tamanho do diâmetro, que a orientação do ponto tem pouca influência na forma em que falha ocorre e que as descontinuidades e vazios no interior do ponto não deterioram a resistência do ponto, apesar de acentuar a instabilidade da junta. Como consequência da aplicação de cargas dinâmicas, a influência da taxa de deformação, quando comparado com a deformação por carregamento quase estático, eleva o limite de resistência à falha da junta.

Sob uma outra perspectiva, Barbat e Prasad (1995) investigaram a influência da falha da junta em estruturas sujeitas à taxa de deformação elevada, simulando o comportamento de soldas a ponto feitas em corpos tubulares submetidos à carga

Figura 7: Modo de falha por rasgamento simples (*single tearing*) (BIRCH; ALVES, 2000)

Figura 8: Modo de falha por cisalhamento do ponto de solda (*shear plugging*) (BIRCH; ALVES, 2000).

Figura 9: Modo de falha por rasgamento duplo (*double tearing*) (BIRCH; ALVES, 2000).

de compressão na direção axial. Os corpos tubulares foram gerados através da conformação de chapas e unidas através de pontos por suas abas livres, formando uma seção fechada. O flange soldado por ponto tem papel importante na estimativa do modo de falha da estrutura e, portanto, não poderia ser desconsiderado na modelagem. A separação da junta durante o colapso aparenta ter efeito mínimo na resistência do tubo à carga aplicada, o mesmo ocorrendo na energia.

Existem estruturas que são projetadas para falhar controladamente e desta forma atuam como absorvedores eficientes da energia cinética. Dentre as várias formas de construção, a utilização de solda por resistência como meio de união entre componentes constitui um grande filão, pela sua facilidade de execução e eficiência em termos fabris. Para o projeto destas estruturas, o modo de falha da solda tem um foco de extrema importância para a correta funcionalidade do absorvedor de energia. Buscando compreender a influência do ponto de solda no comportamento da estrutura, Schneider e Jones (2003) procuram estabelecer algumas relações entre a falha do ponto de solda e a eficiência do absorvedor.

Alguns materiais metálicos apresentam sensibilidade à taxa de deformação,

como exemplo, o aço resistente à corrosão atmosférica AISI304 no seu estado recozido. Para este material, a média da taxa de encruamento decresce com o aumento da taxa de deformação, quando a carga atuante aumenta do regime estático para o dinâmico. A maior razão para isto provém da constatação de que quanto maior a taxa de deformação maior o aquecimento do material deformado, reduzindo o encruamento do material. Além disto, após a tensão sobre o material atingir uma saturação, os movimentos das descontinuidades diminuem, reduzindo o efeito de encruamento em altas taxas de deformação (LEE; LIN, 2001).

1.7 Modelagem

Os modelos matemáticos procuram reduzir os custos em fabricação e prototipagem. Nesta seção, trabalhos voltados para a modelagem matemática da ligação soldada são citados.

Em (ZHANG, 2001), são propostas fórmulas aproximadas para os fatores de concentração de tensão e tensões em entalhe para análise de pontos de solda sujeitos à carga combinada de tração e cisalhamento. Assim como em (LIN et al., 2002; LIN et al., 2003), Zhang (2001) realizou-se experimentos na busca de correlação entre modelo e experimento.

Na tentativa de obter um modelo para a união soldada que refletisse com boa precisão os resultados de experimentos e ao mesmo tempo não aumentasse o número de graus de liberdade, tendo como consequência uma redução no tempo gasto em processamento, Salvini, Vivio e Vullo (2000) propõem um novo tipo de elemento que simula a região de união por solda. A modelagem é comparada com a solução da formulação analítica em duas chapas circulares unidas pelas bordas com a região central rígida representando o *nugget*.

Investigou-se o desempenho dos elementos de casca em simular a junta soldada, comparando-a com a modelagem que faz uso de elementos sólidos (CHEN; DENG, 2000). Observou-se que utilizando um refinamento coerente, os elementos de casca podem fornecer tensões e deformações comparáveis àquelas obtidas por malhas geradas com elementos sólidos, com a vantagem da redução no número de graus de liberdade do modelo. Uma importante conclusão é que assumir o *nugget* como um corpo rígido tem pouco efeito na maneira com que as tensões na

região da ligação se distribuem. Entretanto, os níveis de tensões observados são maiores do que aqueles obtidos nos modelos com as propriedades do material base consideradas também para o *nugget*. Estudos semelhantes foram executados por Xu e Deng (2004) utilizando também elementos de barra para simular a ligação soldada.

Combescure et al. (2003) propõem a formulação, a identificação e a aplicação de um modelo do comportamento da junta soldada por ponto entre duas chapas metálicas, quando introduzido no cenário de carregamento que ocorre durante uma colisão veicular. Este modelo se propõe a prever o tipo de falha que é essencialmente dúctil, relacionado ao rasgamento (*tearing*) do material base em torno da região soldada. Como critério de falha adotou-se a formulação baseada na mecânica do dano e cujo comportamento de material do elemento é elasto-plástico. A modelagem e a experimentação foram executadas e correlacionadas para as situações de carregamento de rasgamento (*cross tension*), cisalhamento (*shear*) e descascamento (*coach peeling*).

Em (COMBESCURE et al., 2003), o efeito da taxa de deformação do material não foi considerado. A justificativa baseia-se no fato de que a velocidade relativa entre as chapas é baixa antes que um número razoável de pontos atinja a falência. Entretanto, segundo o autor, o efeito da taxa de deformação pode ser introduzido na modelagem à custa de maiores investigações dos parâmetros que regem o seu efeito.

Radaj e Zhang (1995) estudaram os efeitos de não-linearidades no comportamento de um corpo soldado a ponto, sujeito à carga de cisalhamento simples por tração, em comparação com os estudos que são geralmente conduzidos dentro da literatura, nos quais a teoria linear da elasticidade é utilizada e assumida como coerente para a aproximação da realidade.

1.8 Critérios de falha

Os critérios para avaliação de resistência da junta por solda a ponto são largamente estudados e desta forma esta seção identifica alguns trabalhos voltados a eles. Dentre os trabalhos que utilizam os critérios de falha através do escoamento do material e baseados no equilíbrio de forças e momentos podem ser destacados

os trabalhos de Lee et al. (1998), Wung (2001) e, para critérios de falha através da ruptura e utilizando dados de observações experimentais, o trabalho de Wung et al. (2001).

Como referência, a utilização de adesivos que colaboram para o aprimoramento da solda foi investigada em (CHANG; SHI; LU, 2001). A aplicação de elementos adesivos entre as chapas durante a união por soldagem a ponto beneficia ambas as formas de união, pois preserva o material da corrosão na região afetada pela soldagem e aumenta a resistência mecânica da ligação sujeita à solicitação cíclica. Existe, entretanto, a dependência da viabilidade do adesivo devido ao seu módulo de elasticidade. Um módulo elevado atenua as tensões presentes no ponto de solda de maneira aproximadamente homogênea, repercutindo em uma transmissão de carga mais uniforme através dos elementos soldados. Em contrapartida, um adesivo com o módulo de elasticidade menor faz com que a carga, em sua maior parte, seja suportada pelo ponto de solda gerando uma região de pouca homogeneidade.

Em uma ligação com vários pontos de solda, o espaçamento entre eles é um parâmetro importante na definição da quantidade adequada de pontos. A modelagem de uma estrutura com vários pontos, complementada pela aplicação de adesivos de módulo elevado, apresentou pequena variação na distribuição das tensões e deformações na região do *nugget* em função do espaçamento. Entretanto, na modelagem com o adesivo de módulo de elasticidade mais baixo, a existência de um valor de espaçamento limite, no qual as tensões e deformações na região da junção tornam-se críticas, foi verificada. Várias análises foram conduzidas levando-se em conta as diferentes propriedades mecânicas dos materiais existentes que são provenientes do processo normal de fabricação, isto é, adesivos e os vários níveis de dureza e propriedades modificadas do material base que foi afetado pelo processo de soldagem — origem de vários níveis de dureza e propriedades mecânicas.

Outras formas de ligação, tais como parafusos e rebites, também são estudadas quanto ao comportamento em serviço. O estudo de Fan, Rondal e Cescotto (1997) propõe uma modelagem numérica para avaliar os níveis de tensão e deformação em torno de uma união por parafuso em um corpo de prova sobre tração/cisalhamento. Conscientes dos níveis de não linearidade envolvidos algu-

mas considerações foram feitas no sentido de reduzir o tempo de processamento e, no entanto, sem comprometer criticamente os resultados objetivados.

Um dos pontos principais que se pode verificar na modelagem é a consideração dos vários contatos e seus efeitos não lineares. Neste mesmo sentido, Langrand et al. (1999) modelaram e investigaram através de experimentos alguns corpos de prova, cuja conexão entre as chapas é feita através de rebites submetendo-os a carregamento de tração. Os níveis de carga variam do estático ao dinâmico. Como resultado principal deste estudo, verificou-se que não há resposta sensível à taxa de deformação dos níveis de carga última e do alongamento final quando se variaram as taxas de carga partindo do nível considerado estático para o dinâmico. Em um trabalho posterior, Langrand et al. (2001) modelaram e propuseram experimentos com rebites. Os efeitos na resistência da união por rebite, sujeita a carregamento de tração passando do nível estático ao dinâmico foram verificados, considerando o efeito da deformação plástica do material do elemento conector que ocorre durante a sua fixação numa estrutura.

1.9 Exemplos de seções transversais de pontos de solda

A figura 10 apresenta fotografias feitas pelo autor de seções transversais de corpos de prova em aço inoxidável austenítico AISI 301LN. Têm como finalidade ilustrar a forma do ponto de solda depois do processo de soldagem. A escala presente em algumas figuras está em centímetros. Os corpos são seccionados através do diâmetro do ponto e atacados quimicamente para destacar em contraste as diferentes regiões presentes nas peças.

A tabela 1 apresenta as dimensões comuns de diâmetro de ponto de solda e de espessura de chapas adotadas para construção de estruturas de carros de metrô que utilizam o aço inoxidável para a montagem de sua estrutura principal.

As chapas de maior espessura são utilizadas para a fabricação de estruturas tubulares e colunas e as chapas finas para o revestimento externo.

Nas figuras 11 a 13 está ilustrado um ponto de solda que falhou em carregamento estático e o estado deformado das chapas testadas. Nele ocorreu o arran-

(a)

(b)

(c)

(d)

Figura 10: Foto da seção transversal de um ponto de solda produzido entre chapas de espessura (a) 0,040, (b) 0,060, (c) 0,090 e (d) 0,125 polegada.

Tabela 1: Dimensões comuns aplicados a união por solda a ponto em aço inoxidável. ¹⁾

Espessura t (mm)		Diâmetro d (mm)						
1,00 (0,040pol.)	4,06	5,08	5,72	—	—	—	—	—
1,50 (0,060pol.)	4,06	5,08	5,72	—	—	—	—	—
2,00 (0,075pol.)	4,06	5,08	5,72	6,10	—	—	—	—
2,30 (0,090pol.)	—	5,08	5,72	6,10	7,11	7,62	—	—
3,10 (0,125pol.)	—	—	5,72	6,10	7,11	7,62	8,13	—
3,55 (0,140pol.)	—	—	—	6,10	7,11	7,62	8,13	8,90

¹⁾ *Fonte:* Tabela de processo de soldagem por ponto da ALSTOM Brasil Ltda.

camento do ponto de solda em ambas as chapas, aproximadamente na região da ZTA . As chapas possuem espessura de 3mm cada uma e o *nugget* tem o diâmetro aproximado de 6mm. O material das chapas é o aço inoxidável AISI 301LN com encruamento denominado 1/2 duro (*half temper* ou *HT*) obtido no processo de laminação a frio.

Figura 11: Vista em destaque do arrancamento do ponto de solda, mas sem a ocorrência da separação das chapas.

Figura 12: Falha do ponto de solda (vista de perfil)

Figura 13: Uma das chapas do material base, cujo ponto de solda foi arrancado.

2 Objetivos do trabalho

Analisando os trabalhos dos vários autores no capítulo 1 podemos entender a importância de se conhecer o comportamento da junta soldada por resistência elétrica.

Muitos dos estudos anteriormente citados procuraram investigar o comportamento do ponto de solda devido à solicitação externa, entretanto, excetuando nas observações experimentais, a influência da taxa de deformação do material não é levada em consideração. As obras consultadas têm considerado as situações de carregamento do ponto de solda sob ponto de vista de regime estático. Esta consideração, quando levada à luz do comportamento global de uma estrutura com vários pontos de solda, é justificada pelo trabalho de Combescure et al. (2003). Contudo, a influência da taxa de deformação do material na região de um ponto de solda isolado, sujeito a esforços de ordem dinâmica, não pode ser de todo ignorada.

Neste trabalho propõe-se investigar que influência a consideração da sensibilidade à taxa de deformação do material poderia ter no modo de falha da ligação soldada.

O espécime da formulação está restrito a uma junta soldada que liga duas chapas retangulares e cuja situação de carregamento é a de cisalhamento por tração simples. A formulação proposta em (LIN et al., 2002), cujos parâmetros são obtidos das observações de experimentos e está relacionada à resistência devido a carregamentos estáticos, será utilizada como referência na tentativa de inserir os parâmetros de efeitos da taxa de deformação. Assim como em (VANDENBOSSCHE, 1977), o estudo é conduzido na verificação da falha do ponto sem maiores considerações da distribuição de tensões e efeitos das variáveis de concentração de tensões.

Objetiva-se ainda uma modelagem por elementos finitos do espécime estudado em busca de alguma correlação com a formulação proposta.

No estudo de Lin et al. (2002), o efeito das diferentes propriedades de material na região da solda não é levado em conta. O mesmo se reflete no trabalho de VandenBossche (1977). Esta é uma constatação curiosa pois o estudo de Zuniga e Sheppard (1995) demonstrou que a resistência do material na região da zona termicamente afetada tende a se alterar devido ao aporte de calor durante o processo de soldagem. Isto leva a crer que a resistência do ponto ao carregamento na região afetada pelo calor é diferente do resto do material que está inalterado, podendo assim conduzir a resultados errôneos quando são consideradas apenas as propriedades do material base.

Deste modo, os objetivos desta trabalho são:

- a. modelar o estado de tensão atuante na região da solda ponto que une duas chapas metálicas;
- b. considerar a influência da taxa de deformação na resposta da união soldada;
- c. modelar por elementos finitos a junção soldada e seu carregamento;
- d. verificar a correlação entre o modelo analítico e o numérico.

No capítulo 3, as tensões atuantes nas regiões próximas ao ponto de solda são formuladas por meio de análise de tensões e equilíbrio de forças. No capítulo 4, as formulações estabelecidas no capítulo 3 são complementadas de forma a incorporar os efeitos da taxa de deformação no material considerado. Neste mesmo capítulo, as formulações obtidas são testadas para verificar a sua resposta quando aplicadas em dois materiais de sensibilidades à taxa de deformação diferentes: o aço inoxidável AISI304 e uma liga de alumínio. O alumínio em comparação com o material inoxidável possui pouca sensibilidade à taxa de deformação, como será descrito no decorrer deste trabalho. A comparação entre os resultados obtidos para estes dois materiais aponta os efeitos da taxa de deformação no comportamento da junta.

No capítulo 5, a modelagem e a análise numérica do corpo de prova contendo o ponto de solda são conduzidas com a utilização de programa baseado no método

dos elementos finitos. Os parâmetros dimensionais do corpo de prova — diâmetro do ponto e espessura das chapas — são alterados para verificar a sua influência no comportamento da região do ponto de solda sujeita ao carregamento. No capítulo 6, os resultados da modelagem numérica são confrontados com o equacionamento analítico e comparados. Possíveis razões para a correlação ou para divergências serão discutidas. Um apanhado geral sobre o trabalho e as conclusões finais quanto ao exposto nos capítulos de formulação e modelagem são sintetizados no capítulo 7.

3 *Modelo analítico*

Neste capítulo, uma formulação aproximada que estima os modos de falha de uma união soldada sujeita a carregamento de tração é proposta. Para isto, a formulação divide-se em duas partes. Na primeira, a análise é conduzida considerando a hipótese de falha na interface do ponto e na segunda a formulação é conduzida com a hipótese da falha na ZTA, que resulta no arrancamento do ponto de solda.

3.1 Comportamento de um ponto de solda

A falha em um ponto de solda é resultante da competição entre os três principais modos de falha vistos na seção 1.5. Dois deles ocorrem com a falha na periferia do ponto (figuras 6-C e 6-D), localizada na região que pode ser definida como a área circunferencial da solda. Eles podem ocorrer em qualquer uma das chapas unidas. Alguns parâmetros tais como a relação entre as espessuras das chapas e o diâmetro do ponto dão indicações sobre qual das chapas falha (KUANG; LIU, 1990; SALVINI; VIVIO; VULLO, 2000; DARWISH; AL-SAMHAN, 2004).

O terceiro modo é caracterizado pela falha na região de interface do ponto (figura 6-E), isto é, os esforços atuantes provocam o destacamento das chapas através da interface. Esta região, como já definido anteriormente, é a área de contato entre as chapas. Este é o modo que absorve mais energia, quando considerada uma situação em que uma junta esteja projetada para falhar controladamente (CHAO, 2003).

O modelo analítico proposto é baseado em observações feitas em corpos de prova formados por duas chapas unidas por solda a ponto e testados sob a condição de carregamento estático. A formulação depende das propriedades

mecânicas dos materiais estudados bem como das características geométricas das chapas soldadas (VANDENBOSSCHE, 1977; LIN et al., 2002). A figura 14 ilustra um corpo de prova típico utilizado em testes de tração com o intuito de verificar a resistência de ponto de solda. As dimensões L_1 e L_2 são os comprimentos das chapas, t_1 e t_2 as espessuras e w a largura, igual para ambas as chapas. A dimensão d é o diâmetro do ponto de solda e Sb a medida da sobreposição das chapas.

Figura 14: Corpo de prova com soldagem a ponto.

As etapas a seguir são as que ocorrem comumente nos momentos que precedem a falha da união soldada (LIN et al., 2002) (figura 15):

1. No momento inicial — figura 15(b) — o ponto de solda sofre uma rotação em torno da linha de simetria das chapas. Esta rotação ocorre devido às forças de tração atuantes no corpo de prova não estarem agindo segundo uma mesma linha. A distância entre as linhas de ação das forças caracteriza-se como sendo a metade da soma das espessuras das chapas soldadas t_1 e t_2 . À medida de separação entre as linhas de ação das forças dá-se o nome de *offset*.

$$offset = \frac{t_1 + t_2}{2} \quad (3.1)$$

2. A rotação do ponto também é acompanhada pela geração de um momento de flexão resistente — figura 15(c). Este momento tem a direção

Figura 15: Etapas de falha da junta (vista da seção longitudinal do corpo de prova).

de aplicação segundo um eixo transversal ao corpo de prova e paralelo ao plano do ponto de solda.

3. Quando a máxima rotação do ponto de solda é atingida, o momento de flexão é equilibrado pela deformação angular das chapas unidas — figura 15(d). A partir deste instante apenas as forças de tração e cisalhamento no ponto de solda serão significativas para a ocorrência da falha.
4. Nesta etapa, a falha da junta pode ocorrer por meio de uma das três formas anteriormente citadas ou uma combinação.

3.2 Formulação da falha do ponto de solda

Como já descrito anteriormente, a falha do ponto pode ocorrer de várias formas — seção 1.5 — sendo a falha na interface do ponto e a falha por arrancamento do ponto as mais significativas. Nas seções a seguir serão formulados o equilíbrio de forças e a tensão atuante na região do ponto de solda em que ocorrem estes dois tipos de falha.

Conforme indicado na figura 15, duas rótulas plásticas são formadas, uma em cada chapa na região soldada, o que provoca a rotação do ponto de solda.

Com a formação da rótula plástica, apenas as tensões de tração e de cisalhamento no ponto estão presentes. A formulação, apresentada a seguir, parte do princípio que já tenha ocorrido a deformação plástica do material, indicada pela rotação do ponto. As tensões atuantes e os carregamentos aplicados na região do ponto de solda estão ilustrados na figura 16. Nesta figura, as chapas superior e inferior são mostradas, indicando a separação, em conjunto com os esforços atuantes e os que equilibram a carga F .

A formulação é baseada nos estudos de VandenBossche (1977).

3.2.1 Formulação da falha na interface do ponto de solda

Neste modo de falha, considera-se que os esforços atuantes na interface do ponto, relacionados com as características geométricas da região, geram tensões iguais ao valor de tensão admissível.

Figura 16: Tensões e carregamentos atuantes na região da interface do ponto de solda entre as chapas superior e inferior da figura 15.

O esforço atuante na interface pode ser decomposto em duas direções, normal e tangente à face do ponto de solda. Desta forma, a carga P normal ao plano do ponto e a carga V cortante são dadas por :

$$P = F \sin \alpha \quad (3.2)$$

$$V = F \cos \alpha \quad (3.3)$$

sendo

$$\alpha = \arcsin \left(\frac{t}{d} \right) \quad (3.4)$$

o ângulo de rotação do ponto de solda, t a espessura da chapa, d o diâmetro aproximado do ponto de solda e F a carga de tração sobre o corpo de prova.

A carga de tração P na interface da junta gera uma tensão σ_I normal à área circular de diâmetro d

$$\sigma_I = \frac{4P}{\pi d^2} \quad (3.5)$$

Substituindo o valor de P dado pela relação (3.2), tem-se:

$$\sigma_I = \frac{4F \sin \alpha}{\pi d^2} = \frac{4Ft}{\pi d^3} \quad (3.6)$$

O componente de cisalhamento gera uma tensão τ na região do *nugget*, cujo valor médio pode ser dado por V/A . Para uma seção circular o valor máximo de tensão é dado por:

$$\tau_{max} = \frac{4}{3} \frac{V}{A} = \frac{4}{3} \tau_m \quad (3.7)$$

Substituindo V pelo caracterizado na relação (3.3):

$$\tau_{max} = 4F \frac{4 \cos \alpha}{3\pi d^2} \quad (3.8)$$

Utilizando a relação trigonométrica:

$$\cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha = 1 \quad (3.9)$$

segue de (3.4) que

$$\cos \alpha = \sqrt{1 - \left(\frac{t}{d}\right)^2} \quad (3.10)$$

assim, a equação (3.8) torna-se:

$$\tau_{max} = \frac{16}{3\pi} \frac{F}{d^2} \sqrt{1 - \left(\frac{t}{d}\right)^2} \quad (3.11)$$

O critério de falha de Huber-von Mises é utilizado no sentido de comparar a tensão admissível com a tensão atuante:

$$\sigma_e = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} \quad (3.12)$$

Substituindo (3.6) e (3.11) na expressão referente à tensão equivalente (3.12) na interface do ponto de solda, resulta em:

$$\sigma_{eI} = \frac{4F}{\pi d^2} \sqrt{\left(\frac{4\sqrt{3}}{3}\right)^2 - \frac{13}{3} \left(\frac{t}{d}\right)^2} \quad (3.13)$$

Adimensionalizando a equação (3.13) obtém-se:

$$\frac{\overline{\sigma}_{eI}^2}{\left(\frac{4F}{\pi d^2}\right)^2} = \underbrace{\left(\frac{t}{d}\right)^2}_{\overline{\sigma}_I^2} + 3 \underbrace{\left(\frac{4}{3}\right)^2 \left[1 - \left(\frac{t}{d}\right)^2\right]}_{3\overline{\tau}^2} \quad (3.14)$$

A figura 17 ilustra a influência de cada componente de tensão no valor final da tensão equivalente com relação a diferentes valores de t/d . Os termos da equação (3.14) estão normalizados para que o valor da tensão resultante possa ser generalizado.

Figura 17: Influência dos componentes de tensão normalizados $\overline{\sigma}_I^2$ e $\overline{\tau}^2$ no valor final da tensão resultante normalizada $\overline{\sigma}_{eI}^2$.

Pode-se depreender da figura 17 que para valores de espessura t muito menores que o diâmetro d do ponto, a parcela relativa a tensão normal σ_I poderia ser desprezada.

Entretanto, para valores de espessura mais próximos ao do diâmetro, todas as parcelas de tensão são significativas. Desta forma, este estudo é conduzido sem

adotar estas simplificações tornando a formulação a mais abrangente possível.

3.2.2 Equacionamento da falha na zona termicamente afetada

Para o equacionamento da falha na ZTA algumas pontos são considerados:

1. Considera-se a existência de um volume de formato cilíndrico, cujo diâmetro de base é o diâmetro do *nugget* e cuja altura é igual à soma das espessuras das chapas unidas;
2. Considera-se que ao iniciar a falha o cilindro começa a destacar-se de uma das chapas da junta;
3. A carga de tração P gera a tensão de cisalhamento τ_P e a cisalhamento V gera a tensão de tração σ_V , ambas contrárias ao esforço produzido pelos componentes de força da F . Considera-se que a tensão σ_V atua na metade do cilindro. A tensão de cisalhamento τ_V é distribuída de forma a reagir contra rotação do ponto provocada pelo desalinhamento de $\frac{t}{2}$ da carga V com relação ao centróide da parede do cilindro (figura 18).

Feitas estas considerações, cada componente de tensão será avaliada a seguir.

Cálculo da tensão τ_P

A máxima tensão de cisalhamento na parede do cilindro do ponto de solda produzida pela carga P é:

$$\tau_{Pmax} = \frac{3}{2} \frac{P}{A} = \frac{3}{2} \frac{P}{\pi d t} \quad (3.15)$$

Substituindo a relação (3.2) na equação (3.15), tem-se que:

$$\tau_{Pmax} = \frac{3F \sin \alpha}{\pi d t} = \frac{3}{2} \frac{F}{\pi d^2} \quad (3.16)$$

Cálculo da tensão τ_V

A máxima tensão de cisalhamento, τ_{Vmax} , devido à V pode ser definida como

$$\tau_{Vmax} = \frac{3}{2} \tau_m \quad (3.17)$$

Figura 18: Tensões e carregamentos atuantes no volume do ponto de solda da chapa superior da figura 15.

em que τ_m é a tensão média de cisalhamento na coordenada $y = \frac{d}{2}$ (figura (18)). τ_m é obtida considerando-se que a distribuição de tensão média de cisalhamento na parede do cilindro, devido à carga V , é definida como na figura 19.

Figura 19: Distribuição de tensão τ_V na periferia do ponto de solda.

Assim, a distribuição da tensão pode ser matematicamente obtida pela resolução do determinante a seguir:

$$\det \begin{bmatrix} y & \tau_V & 1 \\ 0 & 0 & 1 \\ \frac{d}{2} & \tau_m & 1 \end{bmatrix} = 0$$

$$\tau_V \frac{d}{2} - \tau_m y = 0$$

$$\tau_V = \tau_m \frac{2y}{d} \quad (3.18)$$

Para esta tensão τ_V , o equilíbrio de momento com relação ao centro do ponto de solda é dado por:

$$\int_A \tau_V y dA = V \frac{t}{2} \quad (3.19)$$

A resolução da integral torna-se mais fácil ao se adotar o sistema de coordenadas cilíndricas (figura 20).

Neste sistema de coordenadas, a origem do sistema cartesiano encontra-se no centro do ponto de solda e acompanha a rotação do volume do ponto medido pelo ângulo α em (3.4). Sendo assim, as parcelas do integrando de (3.19) tornam-se:

$$y = \frac{d}{2} \sin \theta \quad (3.20)$$

Figura 20: Coordenada cilíndrica associada ao ponto de solda.

$$\tau_V = \tau_m \sin \theta \quad (3.21)$$

$$dA = \frac{td}{2}d\theta \quad (3.22)$$

Substituindo as relações acima em (3.19) tem-se:

$$2 \int_0^\pi (\tau_m \sin \theta) \left(\frac{d}{2} \sin \theta \right) \frac{dt}{2} d\theta = V \frac{t}{2}$$

Reagrupando os valores e lembrando que

$$\int \sin^2 \theta d\theta = \frac{\theta}{2} - \frac{\sin 2\theta}{4} + \text{constante}$$

tem-se:

$$\tau_m = \frac{2V}{\pi d^2} \quad (3.23)$$

O valor da τ_{Vmax} é obtido através das equações (3.3), (3.10) e (3.23):

$$\tau_{Vmax} = \frac{3}{\pi d^2} F \sqrt{1 - \left(\frac{t}{d} \right)^2} \quad (3.24)$$

Cálculo da tensão σ_V

O equacionamento a seguir visa estabelecer a tensão normal σ_V no volume de solda que deve equilibrar o esforço na periferia do ponto devido à carga V .

Pela ordem de grandeza das espessuras t das chapas soldadas, considera-se que σ_V é constante ao longo da espessura. Para o equilíbrio de forças no ponto de solda, a tensão σ_V relaciona-se com a carga atuante V através de:

$$V = \int \sigma_V dS_l \quad (3.25)$$

em que

$$dS_l = \frac{td}{2} d\theta$$

Figura 21: Distribuição de tensão σ_V na periferia do ponto.

Utilizando coordenadas cilíndricas e considerando que a tensão σ_V possui uma distribuição harmônica na periferia do ponto (CHAO, 2003), como ilustrada na figura 21, tem-se:

$$\sigma_V = \sigma_{Vmax} \sin \theta, \quad (3.26)$$

na qual a tensão torna-se máxima nas direções $\theta = \frac{\pi}{2}$ e $\theta = \frac{3\pi}{2}$ e mínima nas direções $\theta = 0$ e $\theta = \pi$.

Aplicando as equações acima na relação (3.25), resulta em:

$$V = 2 \int_0^\pi \sigma_{Vmax} \frac{td}{2} \sin \theta d\theta = \sigma_{Vmax} td \int_0^\pi \sin \theta d\theta$$

$$V = 2\sigma_{Vmax} td$$

e das relações (3.3) e (3.10), tem-se que:

$$\sigma_{Vmax} = \frac{F}{2td} \sqrt{1 - \left(\frac{t}{d}\right)^2} \quad (3.27)$$

Cálculo da tensão resultante σ_{eZTA}

As tensões na ZTA podem ser combinadas utilizando a equação (3.12):

$$\sigma_{e_{ZTA}}^2 = \left[\sigma_{Vmax}^2 + 3(\tau_{Pmax} + \tau_{Vmax})^2 \right]$$

Substituindo (3.16), (3.24) e (3.27) na expressão referente a tensão resultante na ZTA resulta em:

$$\sigma_{e_{ZTA}}^2 = \left[\frac{F}{2td} \sqrt{1 - \left(\frac{t}{d} \right)^2} \right]^2 + 3 \left[\frac{3F}{2\pi d^2} + \frac{3}{\pi d^2} F \sqrt{1 - \left(\frac{t}{d} \right)^2} \right]^2$$

ou reagrupando os termos de forma a destacar F e d ,

$$\sigma_{e_{ZTA}} = \frac{F}{2\pi d^2} \left[\frac{d^2 \pi^2 + 27t^2}{t^2} \left(1 - \left(\frac{t}{d} \right)^2 \right) + 108 \sqrt{1 - \left(\frac{t}{d} \right)^2} + 27 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3.28)$$

Adimensionalizando a equação (3.28) obtém-se:

$$\frac{\overline{\sigma_{e_{ZTA}}^2}}{\left(\frac{4F}{\pi d^2} \right)^2} = \overbrace{\left(\frac{\pi d}{4t} \right)^2 \left[1 - \left(\frac{t}{d} \right)^2 \right]}^{\overline{\sigma_{ZTA}^2}} + 3 \overbrace{\left[\frac{3}{8} + \frac{3}{4} \sqrt{1 - \left(\frac{t}{d} \right)^2} \right]^2}^{3\overline{\tau^2}} \quad (3.29)$$

A figura 22 ilustra a influência de cada componente de tensão no valor final da tensão resultante com relação a diferentes valores de t/d . Os termos da equação (3.29) estão normalizados para que a formulação possa ser generalizada.

Observando a figura 22 pode-se notar que para valores pequenos de t/d , o componente de tensão σ representa a parcela predominante no valor da tensão equivalente. E a parcela relativa ao cisalhamento é pouco influente na totalidade da tensão equivalente. À medida que o valor de t/d aumenta, mais notadamente entre os valores de 0,4 e 0,5, a parcela relativa à tensão de cisalhamento τ se aproxima do valor da tensão σ , mas globalmente ainda possui pouco destaque.

Figura 22: Influência dos componentes de tensão normalizados $\bar{\sigma}_{ZTA}^2$ e $\bar{\tau}^2$ no valor final da tensão resultante normalizada $\bar{\sigma}_{eZTA}^2$.

3.3 Comparação entre os valores de tensão resultante na interface e da zona termicamente afetada

A partir das figuras 17 e 22 observamos que em cada modo de falha existe um componente de tensão, seja a normal seja a de cisalhamento que representa a parcela de maior contribuição na tensão equivalente.

A relação entre as tensões atuantes na interface, σ_{eI} , e na zona termicamente afetada, σ_{eZTA} , representa um indicativo da possibilidade de falha de um modo ou do outro. A razão entre os valores de tensão é expressa pela equação (3.32) e ilustrada na figura 23 para diferentes valores de t/d .

$$\frac{\sigma_{eqI}^2}{\left(\frac{4F}{\pi d^2}\right)^2} = \left(\frac{t}{d}\right)^2 + 3\left(\frac{4}{3}\right)^2 \left[1 - \left(\frac{t}{d}\right)^2\right] \quad (3.30)$$

$$\frac{\sigma_{eqZTA}^2}{\left(\frac{4F}{\pi d^2}\right)^2} = \left(\frac{\pi d}{4t}\right)^2 \left[1 - \left(\frac{t}{d}\right)^2\right] + 3 \left[\frac{3}{8} + \frac{3}{4} \sqrt{1 - \left(\frac{t}{d}\right)^2}\right]^2 \quad (3.31)$$

Figura 23: Relação entre valores de tensão equivalente na interface, σ_{eI} e na ZTA, σ_{eZTA}

$$\frac{\sigma_{eqI}}{\sigma_{eqZTA}} = \left[\frac{\left(\frac{t}{d}\right)^2 + 3\left(\frac{4}{3}\right)^2 \left[1 - \left(\frac{t}{d}\right)^2\right]}{\left(\frac{\pi d}{4t}\right)^2 \left[1 - \left(\frac{t}{d}\right)^2\right] + 3\left[\frac{3}{8} + \frac{3}{4}\sqrt{1 - \left(\frac{t}{d}\right)^2}\right]^2} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3.32)$$

Para valores pequenos de t/d a tensão na ZTA é mais elevada que na interface. À medida que t/d aumenta, indicando uma aproximação do valor da espessura do diâmetro do ponto, a tensão na interface aumenta com relação à tensão na ZTA. Entre os valores de $0,6 \sim 0,8$ da razão t/d , a tensão na interface torna-se superior à tensão na ZTA. O resultado atingido nesta figura indica que, considerando uma relação direta entre o modo de falha e a tensão atuante, a falha na interface seria mais propícia para razões t/d mais elevadas ao passo que a falha na ZTA aconteceria em corpos de prova em que a espessura da chapa é numericamente inferior ao diâmetro do ponto.

4 *O efeito da taxa de deformação*

A equação (3.13) exprime a combinação de tensões atuantes na interface do ponto de solda e a equação (3.28) exprime a combinação das tensões atuantes na junção, para uma estrutura sujeita a carregamento estático. Desta forma, estes valores devem ser comparados com a tensão admissível do material. Entretanto, devido à sensibilidade de alguns materiais à taxa de deformação o valor de tensão deve ser corrigido.

O comportamento dinâmico e a relação entre a taxa de deformação de um material e a tensão associada a esta deformação podem ser aproximadas por diferentes equações matemáticas, dentre estas existe a formulação associada ao modelo proposto por Cowper-Symonds *apud* Jones (1997) que é expressa por:

$$\sigma_d = \sigma_0 \left[1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{D} \right)^{\frac{1}{q}} \right] \quad (4.1)$$

Em que D e q são os parâmetros característicos do material, $\dot{\epsilon}$ a taxa de deformação atuando no material e σ_d a tensão dinâmica.

Esta relação é utilizada pois aproxima bastante bem o comportamento de material metálico, por exemplo o aço, sem introduzir parcelas mais complexas associadas à viscosidade ou às relações de dependência do comportamento do material com a temperatura.

A equação 4.1 indica que a tensão atuante em um dado ponto do material é afetada pela velocidade em que as deformações ocorrem. Como ilustração, para uma taxa de deformação igual ao valor de D , a tensão, que em condições de carregamento estático seria de σ_0 , é duplicada. Desta forma, o parâmetro D

identifica se o material é pouco ou bastante sensível à taxa de deformação, isto é, materiais com valor de D baixo possuem maior sensibilidade;

Isto posto, a tensão atuante no material expressa por (3.13) ou (3.28) e a tensão atingida pelo material, expressa por (4.1) devido à sua sensibilidade a taxa de deformação, levam a uma nova formulação para a tensão atuante.

As duas formulações para a tensão de escoamento da junta levam a uma questão relativa a quais parâmetros e sob quais valores a falha que ocorre na interface pode tornar-se uma falha na zona termicamente afetada.

Para obter a combinação entre os equacionamentos das tensões atuantes na junta e tensão gerada pelo efeito da taxa de deformação, considera-se que o valor de $\dot{\epsilon}$ depende do diâmetro do ponto de solda d na falha na interface e depende da espessura da chapa t para a falha na ZTA na forma de :

$$\dot{\epsilon}_I = \frac{V_0 \cos \alpha}{d} = \frac{V_0}{d} \sqrt{1 - \left(\frac{t}{d}\right)^2} \quad (4.2)$$

$$\dot{\epsilon}_{ZTA} = \frac{V_0 \sin \alpha}{t} = \frac{V_0}{t} \frac{t}{d} = \frac{V_0}{d} \quad (4.3)$$

onde V_0 é a velocidade de aplicação do deslocamento na extremidade do corpo de prova, de sorte que,

$$\sigma_{d_I} = \sigma_0 \left[1 + \left(\frac{V_0}{Dd} \sqrt{1 - \left(\frac{t}{d}\right)^2} \right)^{\frac{1}{q}} \right] \quad (4.4)$$

para a tensão dinâmica na região da interface e

$$\sigma_{d_{ZTA}} = \sigma_0 \left[1 + \left(\frac{V_0}{dD} \right)^{\frac{1}{q}} \right] \quad (4.5)$$

para a tensão dinâmica na zona termicamente afetada.

4.1 Implementação da lei de falha

4.1.1 Lei de falha dinâmica para a interface do ponto

A tensão estática atuante na interface é descrita pela equação (3.13), aqui repetida em (4.6) para maior comodidade,

$$\sigma_I = \frac{4F}{\pi d^2} \sqrt{\left(\frac{4\sqrt{3}}{3}\right)^2 - \frac{13}{3} \left(\frac{t}{d}\right)^2} \quad (4.6)$$

Incorporando-a à equação (4.4) resulta em:

$$\sigma_{d_I} = \frac{4F}{\pi d^2} \sqrt{\left(\frac{4\sqrt{3}}{3}\right)^2 - \frac{13}{3} \left(\frac{t}{d}\right)^2} \left[1 + \left(\frac{V_0}{Dd} \sqrt{1 - \left(\frac{t}{d}\right)^2} \right)^{\frac{1}{q}} \right] \quad (4.7)$$

que é a tensão dinâmica na interface, obtida quando associada à equação de Cowper-Symonds que leva em conta a sensibilidade do material.

4.1.2 Lei de falha dinâmica para a ZTA

A tensão estática atuante na zona termicamente afetada é descrita pela equação (3.28), aqui repetida em (4.8) para maior comodidade,

$$\sigma_{ZTA} = \frac{F}{2\pi d^2} \left[\frac{d^2 \pi^2 + 27t^2}{t^2} \left(1 - \left(\frac{t}{d}\right)^2 \right) + 108 \sqrt{1 - \left(\frac{t}{d}\right)^2} + 27 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.8)$$

Incorporando-a à equação (4.5) resulta em:

$$\sigma_{d_{ZTA}} = \frac{F}{2\pi d^2} \left[\frac{d^2 \pi^2 + 27t^2}{t^2} \left(1 - \left(\frac{t}{d}\right)^2 \right) + 108 \sqrt{1 - \left(\frac{t}{d}\right)^2} + 27 \right]^{\frac{1}{2}} \left[1 + \left(\frac{V_0}{dD} \right)^{\frac{1}{q}} \right] \quad (4.9)$$

que é a tensão dinâmica para a zona termicamente afetada.

4.2 Comparação entre as tensões dinâmicas na interface e na ZTA

De forma semelhante ao realizado na seção 3.3 (página 38), as tensões dinâmicas obtidas serão comparadas com o intuito de verificar a influência da sensibilidade à taxa de deformação do material nas tensões avaliadas.

A razão entre expressões para as tensões obtidas em (4.7) e (4.9) é expressa pela equação (4.10).

$$\frac{\sigma_{d_I}}{\sigma_{d_{ZTA}}} = \frac{\sigma_I}{\sigma_{ZTA}} \frac{\left[1 + \left(\frac{V_0}{Dd} \sqrt{1 - \left(\frac{t}{d} \right)^2} \right)^{\frac{1}{q}} \right]}{\left[1 + \left(\frac{V_0}{Dd} \right)^{\frac{1}{q}} \right]} \quad (4.10)$$

4.3 Implementação das leis de falha para alguns materiais

Nesta seção, as leis de falha, obtidas pelas considerações sobre a taxa de deformação atuante em cada modo de falha, serão aplicadas para um tipo de aço, cuja dependência da taxa de deformação é significativa, e para um alumínio, em que a taxa de deformação não possui grande influência.

Os parâmetros D e q para os dois materiais estão indicados na tabela 2. Em que também se lista, para efeito de comparação, valores de D e q para outros materiais.

Tabela 2: Coeficientes da equação (4.1) para diferentes materiais.

Material	D	q
Mild steel	40,4	5
Aluminium alloy	6500,0	4
α -Titanium (Ti 50A)	120,0	9
Stainless steel 304 ¹⁾	100,0	10

¹⁾ Depende do encruamento.

Nas figuras 24 e 25 estão representados o comportamento da razão entre as

Figura 24: Representação da razão entre a tensão na interface e a tensão na ZTA para o AISI304.

tensões na interface e na ZTA, formulados a partir da consideração feita para o comportamento da taxa de deformação descrita na seção 4.1, para o aço inoxidável AISI 304 e o alumínio, respectivamente.

Para ambos os materiais, a razão entre as tensões atuantes na interface e na ZTA, com a aplicação de velocidades em várias escalas, apresentou uma tênue translação em direção à tensão atuante na ZTA para as relações de t/d próximas à da unidade. Mesmo com as diferentes velocidades, a diferença entre as curvas obtidas não é marcante. Como ponto a ser destacado, aparentemente a sensibilidade à taxa de deformação do material, com base na estimativa feita para ela, não afeta a razão existente entre as tensões na interface e na ZTA.

No capítulo 5, a análise por método dos elementos finitos será conduzida no corpo de prova sujeito a diferentes condições de carregamento e para diferentes valores de t/d .

Figura 25: Representação da razão entre a tensão na interface e a tensão na ZTA para o alumínio.

5 *Análise numérica*

Neste capítulo são introduzidas a modelagem e a análise numérica da junta soldada. O modelo, as condições de contorno sobre o modelo e o carregamento aplicado são descritos e a partir disto uma série de análises são realizadas, variando a relação t/d entre os parâmetros geométricos do modelo, bem como o carregamento aplicado. A seguir são descritos o modelo e a forma de aplicação de carregamento.

5.1 Descrição do corpo de prova

O esboço do corpo de prova a ser modelado é ilustrado na figura 26. O corpo é constituído de duas chapas de mesmas dimensões unidas por um volume de material em comum. Esta região de união é gerada pela fusão entre os materiais das chapas resultando em um ponto de solda.

5.2 Modelo de elementos finitos

A modelagem geométrica e a geração da malha de elementos finitos são feitas utilizando-se o programa *ABAQUS*. A criação do modelo do corpo de prova com a utilização de elementos finitos têm referência nos trabalhos de Lin et al. (2002), Lin et al. (2003), Deng, Chen e Shi (2000) e Salvini, Vivio e Vullo (2000).

Dentro dos possíveis tipos de elementos que podem ser utilizados na criação do modelo foi reconhecido que os elementos de volume, ou elementos tridimensionais ($3D$) como são mais comumente conhecidos, seriam apropriados. Há modelagens que adotam a combinação de diferentes elementos, isto é, elementos de viga, casca e sólidos, como os trabalhos de Radaj (1990) e de Xu e Deng (2004),

Figura 26: Esboço do corpo de prova modelado.

que no aspecto computacional tem a possibilidade de ganho em tempo de processamento. Entretanto, para evitar maiores problemas com relação à modelagem da região de interação entre os diferentes tipos elementos, adotou-se apenas um tipo de elemento, o sólido, em detrimento do ganho de tempo e processamento computacional.

O interesse maior deste estudo está focado na região periférica e no interior do ponto de união das chapas. Com este objetivo, adotou-se a malha de elementos mais refinada nestas regiões deixando nas regiões mais afastadas uma malha de menor refinamento. Esta maneira de configurar a malha está orientada para a otimização de tempos de processamento. Mais uma vez, outra condição real existente na região de união das chapas do modelo será desconsiderada, isto é, a diferença que pode haver nas propriedades do material na ZTA, já que esta região sofre a ação de parte do aporte de calor sobre o corpo de prova. A ZTA pode tornar-se mais ou menos dútil dependendo do estado inicial do material. No caso do aço inoxidável considerado neste estudo, este não sofre grandes diferenças na sua ductilidade quando do seu aquecimento, já que este aço encontra-se em seu estado recozido.

Um contra exemplo seria o material AISI301 HT no qual a designação “HT” significa *half temper*, isto é, o material sofre uma conformação a frio pela qual se

atinge valores de resistência ao escoamento e à fratura bem superiores aos valores que são obtidos no material em seu estado recozido. A conformação a frio também aumenta a dureza do material. Desta forma, caso este material seja sujeito a aquecimento, o que ocorre de fato na soldagem a ponto, a propriedade mecânica do material será reduzida para níveis próximos ao do seu estado recozido.

Figura 27: Aplicação de malha no modelo do corpo de prova gerado no *ABAQUS-CAE*.

5.3 Procedimento adotado para a análise numérica

Toda a modelagem, o pré-processamento e o pós-processamento são realizados no *ABAQUS/CAE* e seguem as seguintes etapas:

1. Criação da geometria do corpo de prova;
2. Geração da malha de elementos sólidos com o devido refinamento;
3. Verificação da malha e do material utilizado;
4. Aplicação e verificação das condições de contorno;

5. Aplicação e verificação do carregamento (deslocamento $\delta(t)$ aplicado em uma das extremidades do corpo de prova).

A geometria gerada está apresentada na figura 27.

5.3.1 Aplicação das propriedades do material

As propriedades do material adotado nesta análise estão indicadas na tabela 5, à página 72.

Para o modelo de material utiliza-se a função *ELASTIC* do ABAQUS, para representar o regime elástico do material e a função *PLASTIC - RATE DEPENDENT (POWER LAW)* para incluir os efeitos da taxa de deformação sobre o material. Com a utilização destas duas funções o ABAQUS permite a representação da formulação de Cowper-Symonds considerando o efeito da taxa de deformação na tensão de escoamento.

A tabela 3 apresenta os valores de t/d que serão utilizados na modelagem.

Tabela 3: Relações t/d consideradas na modelagem.

t/d
0,1
0,3
0,4
0,5
0,8
1,0

5.3.2 Aplicação do carregamento sobre o corpo de prova

Considera-se que durante o processo de carregamento e falha da junta, a velocidade não se altera de maneira significativa, devido à rapidez em que o fenômeno ocorre. Portanto, um valor velocidade de deslocamento constante é considerado para o carregamento do modelo. A velocidade necessária é obtida através de aplicação de um deslocamento com taxa constante de variação.

A tabela 4 apresenta as velocidades consideradas neste estudo.

Tabela 4: Velocidades consideradas na modelagem.

Velocidade (m/s)
5,0
50,0

5.3.3 Condições de contorno do corpo de prova

Simulando as condições existentes em um teste de tração, o modelo é restrito em deslocamento em todas as direções em uma extremidade e o carregamento é aplicado na outra extremidade. A figura 28 ilustra a aplicação do carregamento e as restrições consideradas na modelagem.

Figura 28: Condição de contorno aplicada ao modelo.

Dada a particularidade do fenômeno, no qual grandes deformações ocorrem na vizinhança do ponto de solda, para que a análise pudesse fornecer dados corretos e condizentes com a situação real, considerou-se na modelagem geométrica a inclusão dos efeitos de não-linearidade geométricos.

5.4 Resultados da análise numérica

Os valores dos parâmetros da equação de Cowper-Symonds para a definição dos materiais AISI304 e o alumínio estão descritos na tabela 2, página 43.

5.4.1 Resultados para o corpo de prova em AISI304

Na figura 29 estão ilustradas as relações entre a tensão atuante na interface e na ZTA com relação ao parâmetro t/d . Observando a figura, pode-se verificar apesar da diferença na velocidade de aplicação do carregamento os valores das razões são bastante próximos.

Figura 29: Relação entre as tensões atuantes na interface e na ZTA para diferentes velocidades.

Na figura 30 está ilustrado o comportamento da força atuante para diferentes relações de t/d e para duas diferentes taxas de carregamento. Observa-se que com o aumento de t/d a razão entre a força atuante também aumenta consideravelmente.

As figuras 31 e 32 ilustram algumas das análises realizadas no corpo de prova em AISI304 sujeito ao carregamento de velocidade.

Figura 30: Relação entre forças atuantes no corpo de prova para diferentes taxas de carregamento, $5m/s$ e $50m/s$.

5.4.2 Resultados para o corpo de prova em alumínio

A título de comparação a análise numérica também é executada no alumínio. Este material possui os coeficientes da equação de Cowper-Symonds: $D = 6500/s$ e $q = 4$ (tabela 2, página 43), que em comparação ao material AISI304 possui pouca sensibilidade à taxa de deformação (JONES, 1997).

Na figura 33 estão ilustradas as relações entre a tensão atuante na interface e na ZTA para diferentes valores de t/d , para o material alumínio. De forma semelhante ao caso em que foi utilizado o material AISI304, observa-se que as relações de tensão na interface e na ZTA também são bastante próximas, para as duas velocidades consideradas.

Na figura 34 está ilustrado, para o material alumínio, o comportamento da força atuante para diferentes relações de t/d e para duas diferentes taxas de carregamento. Diferentemente do material AISI304, as forças atuantes para cada velocidade não se alteraram significativamente, mesmo para diferentes valores de t/d .

As figuras 35 e 36 ilustram algumas das análises realizadas no corpo de prova em alumínio sujeito ao carregamento de velocidade.

(a) 5m/s

(b) 50m/s

Figura 31: Distribuição de tensões e condição deformada do corpo de prova de parâmetro $t/d = 0,3$ sujeito ao carregamento. Material aço inoxidável AISI304.

(a) 5m/s

(b) 50m/s

Figura 32: Distribuição de tensões e condição deformada do corpo de prova de parâmetro $t/d = 0,5$ sujeito ao carregamento. Material aço inoxidável AISI304.

Figura 33: Relação entre as tensões atuantes na interface e na ZTA para diferentes velocidades.

Figura 34: Relação entre forças atuantes no corpo de prova para diferentes taxas de carregamento, 5m/s e 50m/s.

(a) 5m/s

(b) 50m/s

Figura 35: Distribuição de tensões e condição deformada do corpo de prova de parâmetro $t/d = 0,3$ sujeito ao carregamento. Material alumínio.

(a) 5m/s

(b) 50m/s

Figura 36: Distribuição de tensões e condição deformada do corpo de prova de parâmetro $t/d = 0,5$ sujeito ao carregamento. Material alumínio

6 *Discussão*

Neste capítulo, os dados obtidos pela abordagem analítica e pela modelagem por elementos finitos são confrontados e as fontes de correlação ou discrepância são analisadas. E notações para futuras atividades que podem contribuir para a pesquisa da formulação da taxa de deformação são listadas.

O resultado obtido através das análises por elementos finitos e, que também é mostrado pela formulação analítica, é de que a razão entre as tensões atuantes na interface do ponto e as tensões atuantes na zona termicamente afetada não se altera consideravelmente quando o corpo de prova, seja de material sensível ou não à taxa de deformação, é submetido a diferentes taxas de carregamento. Isto indica que o modo de falha não está associado à sensibilidade do material ou à velocidade do carregamento aplicado.

A mudança da razão entre a tensão na interface e na ZTA ocorre principalmente pelas mudanças nos parâmetros geométricos do corpo de prova, t/d .

Os dados da formulação analítica, proveniente da figura 24 e os dados da análise por elementos finitos da figura 29 estão ilustrados em conjunto na figura 37.

E os dados da formulação analítica, proveniente da figura 25 e os dados da análise por elementos finitos da figura 33 estão ilustrados conjuntamente na figura 38.

Para ambos os materiais analisados na modelagem por elementos finitos há uma tendência para um aumento na tensão atuante na ZTA o que é representado pelo posicionamento dos pontos dos gráficos abaixo da linha da formulação analítica. Esta é uma informação que não é possível obter por meio da formulação analítica estabelecida. Pela formulação não há modificação considerável no comportamento da relação $\sigma_{dI}/\sigma_{dZTA}$. Isto pode advir da estimativa da taxa de

Figura 37: Comparação entre os valores da razão entre tensões da formulação analítica e a modelagem para o material AISI304.

Figura 38: Comparação entre os valores da razão entre tensões da formulação analítica e a modelagem para o material alumínio.

Figura 39: Relação entre as taxas de deformação estimadas pela formulação analítica, $\dot{\epsilon}_{anal}$ e a obtida por meio da modelagem numérica, $\dot{\epsilon}_{num}$, para o material AISI304.

deformação aplicada nas formulações, em que a taxa é relacionada diretamente com a velocidade de aplicação de deslocamento e o parâmetro geométrico do corpo de prova, seja t ou d .

Apesar da informação obtida pela formulação analítica não correlacionar bem com a modelagem, a tendência observada na relação de tensões $\sigma_{dI}/\sigma_{dZTA}$, isto é possibilidade de falha na ZTA, se aproxima do resultado obtido e descrito em (BIRCH; ALVES, 2000) (figura 7, página 13 deste trabalho).

Em quaisquer das duas formulações de tensão, para diferentes velocidades de carregamento dinâmico, houve tendência da relação $\sigma_{dI}/\sigma_{dZTA}$ aumentar, o que poderia indicar uma tendência à falha na interface. A formulação estimada para a taxa de deformação pode contribuir para este resultado. É possível que em um estudo mais aprofundado quando ao comportamento do corpo de prova, ou mesmo uma melhor avaliação das hipóteses adotadas, levem à uma formulação que detecte a possibilidade de falha na interface do ponto de solda.

Continuando na discussão dos dados fornecidos pelas análises, a relação entre as taxas de deformação obtida pela modelagem numérica e a estimada pela formulação analítica pode ser observada na figura 39.

Observa-se uma grande variação entre os valores esperados pela formulação analítica em comparação com os valores que a modelagem numérica fornece, para ambas as velocidades estudadas.

O passo seguinte é avaliar as tensões dinâmicas associadas às taxas de deformações indicadas na figura 39

A tensão σ_{dnum} é obtida aplicando-se a taxa de deformação do resultado da análise numérica na equação de Cowper-Symonds, ou seja:

$$\sigma_{dnum} = \sigma_0 \left[1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}_{num}}{D} \right)^{\frac{1}{q}} \right] \quad (6.1)$$

E a tensão σ_{danal} é obtida aplicando-se a taxa de deformação fornecida pela formulação no capítulo 4 à equação de Cowper-Symonds.

Apesar da discrepância entre os valores de taxa de deformação, se estes valores são aplicados à formulação da tensão dinâmica de Cowper-Symonds, a relação entre tensões apresenta uma boa correlação entre valores de modelagem e de estimativa por formulação (figura 40).

Figura 40: Relação entre as tensões dinâmicas fornecidas pela modelagem numérica, σ_{num} e a formulação analítica, σ_{anal} .

Apesar da taxa de deformação considerada, que é uma formulação bastante simples baseada na velocidade de aplicação de carga e os parâmetros geométricos,

apresentar grande discrepância com relação à estimada pela modelagem analítica, a tensão associada a esta taxa estimada aproxima-se bastante da tensão obtida na análise numérica. Assim, a avaliação da falha no ponto pode ser realizada com base na análise das tensões fornecida pela formulação analítica, sabendo-se que a discrepância resultante é pequena.

Esta aproximação entre as tensões ocorre pois a avaliação da tensão dinâmica pela formulação de Cowper–Symonds resulta em valores bastante similares mesmo que haja grande diferença de magnitude na taxa de deformação, sendo a similaridade dos valores dependente apenas dos parâmetros da equação D e q .

Os resultados obtidos neste trabalho podem diferir bastante dos que seriam obtidos em qualquer teste realizado em pontos de solda submetidos a carregamento dinâmico. Dentre os fatores que poderiam contribuir para esta discrepância pode-se listar:

- Neste trabalho considerou-se o ponto de solda como ideal, isto é homogêneo e livre de imperfeições, o que não ocorre na prática;
- O material utilizado na modelagem possui as propriedades médias de um determinado material. E estas propriedades dificilmente se repetem para diferentes corpos de prova fabricados;
- As propriedades metalúrgicas do ponto de solda não foram levadas em conta. Por exemplo, a possibilidade do material ter propriedade diferente na ZTA, no material base e no *nugget* e;
- As condições de contorno também são ideais.

6.1 Recomendações

Nesta seção são enumeradas algumas atividades que no futuro podem enriquecer este trabalho e auxiliar na investigação da influência da taxa de deformação na falha do ponto de solda, e que não foram consideradas no escopo atual.

1. A pesquisa e caracterização das propriedades , através de experimentação, para obter-se de resultados mais realistas, de outros materiais quer sejam aços, ligas de alumínio e outros materiais metálicos;

2. Execução de ensaios em corpos de prova de solda a ponto, considerando condições não-estáticas de carregamento para correlação com a formulação analítica;
3. Verificação dos efeitos da mudança dos parâmetros do processo de soldagem no modo de falha do ponto de solda, o que envolve maiores considerações relativas aos efeitos metalurgísticos sobre o material;
4. Realizar a modelagem do corpo de prova considerando a combinação de diferentes tipos de elementos buscando verificar se é possível reduzir a complexidade da modelagem.
5. Considerar uma formulação de falha para o ponto de solda após a plastificação do material.

7 *Conclusão*

Devido à grande aplicação de ligações soldadas por ponto, ou solda por resistência, notou-se a necessidade de se investigar a falha neste tipo de ligação. Diversos trabalhos existem neste sentido, mas baseados em estudos com a ligação sujeita a carregamento estático.

Como uma tentativa de investigar-se o comportamento do ponto de solda sob carregamento dinâmico, neste trabalho foram desenvolvidas formulações analíticas das tensões envolvidas na falha do ponto. A falha possível para o ponto de solda é o que pode ocorrer na interface, cisalhando o ponto, ou na ZTA, arrancando o ponto.

A motivação para o estudo da falha sob carregamento dinâmico advém do fato de que alguns materiais possuem sensibilidade à taxa de deformação, ou seja, suas propriedades mecânicas, se alteram devido à taxa em que é aplicada a deformação. Obtidas as formulações para as tensões nas condições de carregamento estático, estimou-se a formulação para a taxa de deformação envolvida na falha do ponto na interface e na ZTA. Modelos de elementos finitos foram elaborados para realizar comparações com a formulação estimada, para diferentes relações geométricas e condições de carregamento.

A previsão do modo de falha não pôde ser comparada completamente com a modelagem numérica pois, nesta não foi incluído um critério de falha para que o arrancamento do ponto ou o cisalhamento da interface pudesse ser visualizado.

Como conclusão principal, pela formulação adotada para a taxa de deformação, a falha na junta mostrou-se insensível ao fato do material empregado ser sensível à taxa. Os resultados, tanto de formulação quanto da modelagem numérica, indicaram que se houver uma relação direta entre o modo de falha e o tipo de tensão atuante na junta, a falha estaria ocorrendo na zona termicamente

afetada, para qualquer das velocidades aplicadas e para a maioria das relações t/d estudadas.

A razão entre as taxas de deformação obtidas pela abordagem analítica e pela análise numérica mostrou-se bastante longe da unidade, indicando discrepância. Entretanto, a razão entre as tensões dinâmicas obtidas pela equação de Cowper-Symonds, avaliadas a partir das taxas de deformação fornecidas pelos modelos ou pelas formulações, foi consideravelmente boa, aproximando-se da unidade. Assim, a avaliação da falha no ponto pode ser realizada com base na análise das tensões através da formulação analítica, sabendo-se que a discrepância resultante é pequena.

Por fim, é necessário destacar que os modelos considerados neste trabalho foram bastante simplificados no que se refere à definição de propriedades dos materiais e a condição idealizada de um ponto de solda. Melhorias na formulação, na modelagem por elementos finitos, ou mesmo nas hipóteses feitas podem fornecer resultados mais reais para a influência da taxa de deformação na falha da junta.

Referências

- AMERICAN WELDING SOCIETY. *AWS C1.1M/C1.1:2000*. Miami, 2000. Recommended Practices for Resistance Welding.
- BARBAT, S. D.; PRASAD, P. P. Numerical simulations and predictions of spot-welded/weld-bond separation in aluminum closed-hat sections in axial collapse. *Crashworthiness and Occupant Protection in Transportation Systems*, American Society of Mechanical Engineers, AMD-Vol.210/BED-Vol.30, p. 113–128, 1995.
- BIRCH, R. S.; ALVES, M. Dynamic failure on structural joint systems. *Thin-Walled Structures*, v. 36, n. 2, p. 137–154, jan. 2000.
- BRITISH STANDARD. *BS EN 10027 Designation systems of steels*. London, UK, 1992. Part 1: 1992 Steels names, principal symbols. Part 2: 1992 Steel numbers.
- CHANG, B.; SHI, Y.; LU, L. Studies on stress distribution and fatigue behavior of weld-bonded lap shear joints. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 108, p. 307–313, 2001.
- CHAO, Y. J. Ultimate strength and failure mechanism of resistance spot weld subjected to tensile, shear, or combined tensile/shear loads. *Journal of Engineering Materials and Technology*, American Society of Mechanical Engineers, v. 125, p. 125–132, abr. 2003.
- CHEN, W.; DENG, X. Performance of shell elements in modeling spot-welded joints. *Finite Elements in Analysis and Design*, v. 35, p. 41–57, 2000.
- CHRISTENSEN, R. *Automated Spot Welding*. mar. 2001. Obtido em março de 2004 através do site: <http://class.et.byu.edu/meen579/Presentations/>.
- COMBESCURE, A. et al. A finite element to simulate the failure of weld points on impact. *International Journal of Impact Engineering*, v. 28, p. 783–802, jan. 2003.
- CUNAT, P.-J. (Ed.). *Stainless steel properties for structural automotive applications*. Brussels, Belgic: EuroInox - The European Stainless Steel Development Association, 2000. Metal Bulletin International Automotive Materials Conference.
- DARWISH, S. M.; AL-SAMHAN, A. M. Peel and shear strength of spot-welded and weld-bonded dissimilar thickness joints. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 147, p. 51–59, nov. 2004.

DENG, X.; CHEN, W.; SHI, G. Three-dimensional finite element analysis of the mechanical behavior of spot welds. *Finite Elements in Analysis and Design*, v. 35, p. 17–19, 2000.

FAN, L.; RONDAL, J.; CESCOTTO, S. Finite element modelling of single lap screw connections in steel sheeting under static shear. *Thin-Walled Structures*, v. 27, n. 2, p. 165–185, 1997.

HENRYSSON, H.-F. *Fatigue of Spot welded joints: Experiments and life predictions*. Göteborg, Sweden, 2003.

HIBBITT; KARLSSON; SORENSEN. *ABAQUS/CAE version 6.2: User's manual*. Pawtucket, RI, USA: ©Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., 2001.

ISO/DIS-14273. [S.l.], 1994. Specimen Dimensions and Procedure for Shear Testing Resistance Spot and Embossed Projection Welds.

JONES, N. *Structural Impact*. first. Cambridge, United Kingdom: Published by Press Syndicate of the University of Cambridge, 1997. ISBN 0-521-62890-3.

KIMCHI, M. Spot weld properties when welding with expulsion — a comparative study: Reduced strength does not necessarily result when resistance spot welds are made under expulsion conditions. *Welding Journal*, American Welding Society, v. 63, p. 58s–62s, fev. 1984.

KROENIGSBERGER, F. *Design for Welding in Mechanical Engineering*. [S.l.]: Longmans, Gree, and Co., 1948. 81-91 p.

KUANG, J.-H.; LIU, A.-H. A study of the stress concentration factor on spot welds: Test results indicate that the full application of the stress concentration factor is not required in design. *Welding Journal*, American Welding Society, p. 468s–474s, dez. 1990.

LAMPORT, L. *TEX: A Document Preparation System – User's Guide and Reference Manual*. Second edition. Palo Alto, California, USA: Addison Wesley Longman, Inc., 1994. 272p p. ISBN 0-201-52983-1.

LANGRAND, B. et al. Numerical approach for assessment of dynamic strength for riveted joints. *Aerospace Science Technology*, v. 3, p. 431–446, 1999.

LANGRAND, B. et al. Rivet joint modeling for numerical analysis of airframe crashworthiness. *Finite Elements in Analysis and Design*, v. 1, p. 21–44, 2001.

LEE, W.-S.; LIN, C.-F. Impact properties and microstructure evolution of 304L stainless steel. *Material Science and Engineering A*, v. 308, p. 124–135, 2001.

LEE, Y.-L. et al. Ultimate strength of resistance spot weld subjected to combined tension and shear. *Journal of Testing and Evaluation*, JTEVA, American Society for Testing and Materials, v. 26, n. 3, p. 213–219, maio 1998.

- LIN, S.-H. et al. A general failure criterion for spot welds under combined loading conditions. *International Journal of Solids and Structures*, v. 40, p. 5539–5564, jun. 2003.
- LIN, S.-H. et al. Failure loads of spot welds under combined opening and shear static loading conditions. *International Journal of Solids and Structures*, v. 39, p. 19–39, jul. 2002.
- MILITARY SPECIFICATION. *MIL-W-6858*. [S.l.]. Mil-Handbook-5E: Metallic Materials and Elements for Aerospace Vehicle Structures.
- NEX, C.; SMITH, R. (Ed.). *Impact performance of model spot-welded Stainless Steel structures*. Oxford, United Kingdom: Elsevier S.A., 1998. 11th International Conference on Experimental Mechanics.
- OKUMURA, T.; TANIGUCHI, C. *Engenharia de Soldagem e Aplicações*. first. Rio de Janeiro, Brasil: Livros técnicos e científicos editora S.A., 1982. The association for international technical promotion. Tradução em inglês do título da obra: Welding engineering and its applications.
- POPOV, E. P. *Introdução à Mecânica dos Sólidos*. 4th. ed. São Paulo, Brasil: Editora Edgar Blücher Ltda., 1998. Tradução da obra *Introduction to mechanics of solids* de 1978 por Mauro O. C. Amorelli; revisão técnica Arno Bass.
- RADAJ, D. *Design and analysis of fatigue resistant weld structures*. 1st. ed. Abington, Cambridge CB1 6AH, England: Woodhead Publishing Ltd., 1990. ISBN 1-855-73004-9.
- RADAJ, D.; ZHANG, S. Geometrically nonlinear behaviour of spot welded joints in tensile and compressive shear loading. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 51, n. 2, p. 281–294, 1995.
- RADAJ, D.; ZHANG, S. Weld spot force evaluation with dented sheet material. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 61, p. 673–678, 1998.
- SALVINI, P.; VIVIO, F.; VULLO, V. A spot weld finite element for structural modeling. *International Journal of Fatigue*, v. 22, p. 645–656, 2000.
- SATOH, T. et al. On three-dimensional elastic-plastic stress analysis of spot-welded joints under tensile shear load. *Transactions of the Japan Welding Society*, v. 22, n. 1, p. 46–51, 1991.
- SCHNEIDER, F.; JONES, N. Influence of spot-weld failure on crushing of thin-walled structural sections. *International Journal of Mechanical Sciences*, n. 45, p. 2061–2081, dez. 2003.
- STRONGE, W. J.; YU, T. X. *Dynamic Models for Structural Plasticity*. 2nd. ed. London, United Kingdom: ©Springer-Verlag, 1995. ISBN 3-540-76013-X.

TANUMA, K.; HASHIMOTO, T. Static fracture appearance of spot welded joints of cold rolled carbon steel sheets. *Transactions of National Research Institute of Metals, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures Ltd.*, v. 21, p. 32–35, 1979.

THORNTON, P. H.; KRAUSE, A. R.; DAVIES, R. G. The aluminum spot weld: Fatigue strength is dependent on nugget diameter rather than the absence of porosity and expulsion. *Welding Journal*, American Welding Society, p. 101s–108s, mar. 1996.

VANDENBOSSCHE, D. J. Ultimate strength and failure mode of spot welds in high strength steels. Society of Automotive Engineering, p. 1–12, 1977. SAE Technical paper No. 770214.

WUNG, P. A force-based failure criterion for spot weld design. *Experimental Mechanics*, v. 41, n. 1, p. 107–113, mar. 2001.

WUNG, P. et al. Failure of spot welds under in-plane static loading. *Experimental Mechanics*, v. 41, n. 1, p. 100–106, mar. 2001.

XU, S.; DENG, X. An evaluation of simplified finite element models for spot-welded joints. *Finite Elements in Analysis and Design*, n. 40, p. 1175–1194, 2004.

ZHANG, H.; ZHOU, M.; HU, S. J. Impact strength measurement of spot welds. *Proc Instn Mech Engrs*, v. 215 Part B, p. 403–414, 2001.

ZHANG, S. Approximate stress formulas for a multiaxial spot weld specimen: The global force applied to a test specimen is related to the local stress at the spot weld. *Welding Journal*, American Welding Society, p. 201s–203s, ago. 2001.

ZHANG, Y.; TAYLOR, D. Optimization of spot-welded structures. *Finite Elements in Analysis and Design*, v. 37, p. 1013–1022, 2001.

ZHOU, M.; HU, S.; ZHANG, H. Critical specimen sizes for tensile-shear testing of steel sheets: Strength measurement of spot welds depends on both weld quality and testing specimens. *Welding Journal*, American Welding Society, p. 305s–313s, set. 1999.

ZHOU, M.; ZHANG, H.; HU, S. J. Relationships between quality and attributes of spot welds: A spot weld's strength can be determined by the geometric characteristics and mechanical properties of the weldment. *Welding Journal*, American Welding Society, p. 72s–77s, abr. 2003.

ZUNIGA, S. M.; SHEPPARD, S. D. Determining the constitutive properties of the heat-affected zone in a resistance spot weld. *Modelling Simul. Mater. Sci. Eng.*, v. 3, p. 391–416, 1995.

APÊNDICE A – O material aço inoxidável austenítico

O termo aço inoxidável não é um termo preciso, uma vez que aços denominados inoxidáveis, sob certas condições, também são passíveis de corrosão. No entanto, são considerados aços inoxidáveis as ligas ferrosas que contenham uma quantidade de cromo superior a 10%. A “inoxidabilidade” ocorre pela formação de uma película denominada camada passiva, composta por óxido hidratado de Fe e Cr, que impede o transporte de oxigênio da atmosfera para o metal. Esta camada é aderente, transparente e impermeável.

Os fatores que afetam a estabilidade da camada passiva e, conseqüentemente, a resistência à corrosão dos aços inoxidáveis são:

- sua composição química;
- as condições de oxidação do meio ou do eletrólito;
- o acabamento superficial do componente;
- a ocorrência de fenômenos de natureza galvânica;
- a ocorrência de corrosão localizada;
- a presença de fissuras ou frestas e;
- a presença de tensões.

A seguir são descritas algumas características vantajosas que tornam o aço inoxidável austenítico ideal para construções estruturais (CUNAT, 2000).

Com a exceção dos aços inoxidáveis austeníticos e os *duplex*, a maioria dos materiais de alta resistência voltados às aplicações de engenharia possuem uma faixa transição entre o comportamento dúctil à temperatura ambiente e um comportamento frágil quando submetidos a baixas temperaturas. Assim, no sentido de prevenir a falha frágil da estrutura projetada, muitas vezes de forma catastrófica, o material deve ser selecionado de acordo com a temperatura de serviço em que estará atuando. O material deve ser escolhido para uma temperatura de serviço que esteja fora do intervalo de temperatura da transição frágil-dúctil. Para os aços inoxidáveis austeníticos e austenítico-ferríticos (*duplex*), a tenacidade do material é pouco influenciada pela temperatura no intervalo de -200°C a 50°C.

A.1 Propriedades do material

Para as aplicações de engenharia, nas quais a relação peso-resistência mecânica representa um critério de grande influência para a escolha do material, os aços austeníticos que são mais apropriados pertencem a duas famílias, de acordo com os elementos de liga que os compõem. Estes últimos também são os determinantes para caracterização da estrutura metalúrgica e das propriedades mecânicas do material. Estas duas famílias de aços inoxidáveis são :

- Austenítico-ferríticos (*Duplex*):

O Aço *duplex* mais utilizado possui em sua composição alguns elementos de liga nas proporções: 0,02%C, 22%Cr, 5,5%Ni, 3%Mo e 0,15%N. A denominação deste material segundo a norma européia BS EN 10027 é X2CrNiMoN22-5-3/1.4462.

- Austeníticos:

Estes aços possuem 18-30%Cr e 6-20%Ni como os elementos de liga mais importantes. A fase austenítica é estabelecida no material pela presença de uma quantidade suficiente de níquel. As principais características deste aço são a sua destacada ductilidade, o rápido encruamento devido ao trabalho a frio e uma excelente resistência à corrosão atmosférica.

Para as aplicações estruturais a composição mais comum deste aço contém 0,02%C, 17,5%Cr, 7%Ni e 0,15%N. A denominação deste material segundo a norma européia BS EN 10027 é X2CrNiMoN18-7/1.4318.

Tabela 5: Propriedade de materiais (CUNAT, 2000).

Propriedade	Aço inox <i>Duplex</i> ⁽¹⁾	Aço inox AISI304 ⁽¹⁾ ⁽²⁾	Aço (<i>HSLA</i>) ⁽³⁾	Liga de alumínio 6061
Densidade ρ (g/cm^3)	7,8	8,0	7,83	2,7
Módulo de Young E (GPa)	200	200	200	69
Tensão de escoamento σ_{esc} (MPa)	640	215	410	130
Rigidez específica E/ρ (GPa/ g/cm^3)	25	25	25	25,5
Resistência específica σ_{esc}/ρ (MPa/ g/cm^3)	82	27	52,4	48,1

⁽¹⁾ O material encontra-se no estado recozido.

⁽²⁾ *Fonte:* Metals Handbook, 1985.

⁽³⁾ *High Strength Low Alloy* (baixa liga alta resistência).

As propriedades mecânicas das duas famílias de aços estão indicadas na tabela 5. As propriedades do aço baixa liga alta resistência (*LAHT* – *Low Alloy High Strength*) e da liga de alumínio estão indicadas para mera comparação.

A rigidez específica E/ρ é um indicador do desempenho do material em dobramento. Como pode ser observado na tabela 5, a rigidez específica do aço inoxidável é bastante similar à da liga de alumínio e também do aço de baixa liga, o que significa que estes materiais podem ser considerados materiais estruturalmente “leves”.

O nível de energia absorvida pelo aço inoxidável austenítico em comparação com o alumínio 6061–T4 e o aço carbono está indicado na tabela 6.

O aço inoxidável AISI304 caracteriza-se por apresentar alta resistência à corrosão, alta ductilidade e excelente nível de conformação. É essencialmente não ferro-magnético, tornando-se magnético quando conformado a frio. Não é endurecível por têmpera. Quando encruado apresenta aumento na dureza. A baixa proporção de carbono em sua composição indica baixa precipitação de carboneto na ZTA durante a soldagem o que resulta em baixa susceptibilidade à corrosão intergranular.

Tabela 6: Comparação entre energias específicas absorvidas (CUNAT, 2000).

Propriedade	Aço inoxidável Austenítico ⁽¹⁾	Aço baixa liga alta resistência (HSLA) ⁽²⁾	Liga de alumínio 6061-T4
Densidade ρ (g/cm^3)	7,9	7,83	2,7
Tensão de escoamento σ_{esc} (MPa)	370	410	145
Tensão de ruptura σ_{rup} (MPa)	800	480	240
$\sigma_{rup}/\sigma_{esc}$	2,16	1,17	1,65
n ⁽³⁾	0,6	0,15	0,22
Energia absorvida (J/cm^3)	300	55	98
Energia absorvida (J/g)	38,0	20,4	12,5

⁽¹⁾O material encontra-se no estado recozido.

⁽²⁾O material encontra-se tratado termicamente.

⁽³⁾Coefficiente de encruamento.

APÊNDICE B – Lei constitutiva de Cowper-Symonds para comportamento de material

O comportamento dinâmico, e a relação entre a taxa de deformação de um material e a tensão associada a esta deformação, pode ser aproximada por diferentes equações matemáticas, dentre estas existe a formulação associada ao modelo proposto por Cowper-Symonds *apud* Jones (1997) que é expressa por:

$$\sigma_d = \sigma_0 \left[1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{D} \right)^{\frac{1}{q}} \right] \quad (\text{B.1})$$

Em que D e q são constantes do material. O valor de D representa a taxa de deformação do material no qual $\sigma_d = 2\sigma_0$ para um material plástico perfeito, ao passo que o valor de q está relacionado com a medida de sensibilidade à taxa de deformação.

Entende-se como sensibilidade à taxa de deformação, no que se refere ao encruamento do material, a facilidade com que o material enrijece-se quando sujeito a diferentes níveis de estiramento ou compressão (JONES, 1997; STRONGE; YU, 1995).

Como referência, na tabela 7 estão indicados os parâmetros D e q para alguns materiais metálicos (JONES, 1997).

Tabela 7: Coeficientes da equação (B.1) para diferentes materiais.

Material	D	q
Mild steel	40,4	5
Aluminium alloy	6500,0	4
α -Titanium (Ti 50A)	120,0	9
Stainless steel 304 ¹⁾	100,0	10

¹⁾ Depende do encruamento.