

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

SIMULAÇÕES DE SOLDAGEM POR ARCO E RESISTÊNCIA ELÉTRICA USANDO O
MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

por

André Viegas Wentz

Dissertação para obtenção do Título de
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, agosto de 2008.

SIMULAÇÕES DE SOLDAGEM POR ARCO E RESISTÊNCIA ELÉTRICA USANDO O
MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

por

André Viegas Wentz

Mestrado

Dissertação submetida ao Corpo Docente do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, PROMEC, da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do Título de

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: GMAP

Orientador: Prof. Dr. Rogério José Marczak

Comissão de Avaliação:

Prof. Dr. Eduardo Bittencourt

Prof. Dr. José Antônio Esmerio Mazzaferro

Prof. Dr. Arnaldo Ruben Gonzalez

Prof. Dr. Flávio José Lorini
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, agosto de 2008.

AGRADECIMENTOS

Ana, obrigado por fazer parte da minha vida durante os mais difíceis dias que enfrentei esse desafio. Sem você esse trabalho nunca seria o mesmo, e nem eu.

Aos meus pais, pelo orgulho, apoio e incentivo ao longo de toda minha carreira de estudante à profissional.

Rato, obrigado por apostar em mim quando eu mesmo não podia acreditar ser possível. Os blefes não foram em vão.

Zarichta meu brother, agradeço a você a direção que a engenharia tomou na minha vida. Sou muito feliz nela, e parte é culpa sua.

Ritter, muito obrigado pela experiência dividida. Você é um modelo de profissional, chefe e colega. Tenho muito orgulho de todo trabalho que realizamos.

RESUMO

Neste trabalho foi feito um estudo sobre técnicas numéricas de simulação de soldagem. O estudo aplica o Método dos Elementos Finitos como principal ferramenta de análise para este processo. São abordados processos populares na indústria metal/mecânica como a soldagem por arco elétrico, e por resistência elétrica. Uma revisão bibliográfica contendo diversas aplicações do uso deste tipo de simulação é inclusa e comentada. Incluindo aplicações como controle em tempo real do processo de soldagem e previsão de distorções. Um roteiro guia para execução de análises de soldas é desenvolvido, onde são mostrados os métodos utilizados atualmente e suas limitações. Comentários sobre a influência que as simplificações têm na análise são realizados. Por fim dois exemplos de simulação de soldagem são executados onde os resultados são comparados com dados experimentais e outras simulações da literatura. Foi concluído que aplicando as simplificações apropriadas, simulações de soldagem economicamente viáveis e fisicamente realistas são possíveis.

ABSTRACT

“ANALYSIS OF RESISTANCE SPOT WELD AND ARC WELD USING FINITE ELEMENT METHOD”

In this work, a study on modern techniques of welding simulation is done. The Finite Element Method is used as the main analysis tool for this process. Commonly used process like Resistance Spot Welding and Arc Welding are the main subject. Many applications of this kind of simulation are added and commented showing the many uses available to it. A guide showing stages and resources to be use and follow is included, remarks are made about its limitations to help others in achieving a successfully welding simulation. The influence of such simplifications on the results is pointed. For completeness, two examples using finite element analysis are made and the results are compared to experimental and numerical data found in the literature. It was concluded that using the right simplifications, it is possible to achieve an economically and fiscally accurate simulation.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	UM BREVE HISTÓRICO	1
1.2	MOTIVAÇÃO DO TRABALHO	2
1.3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA, SOLDAGEM POR ARCO ELÉTRICO.	3
1.4	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA, SOLDA PONTO	6
2	FUNDAMENTOS DA SOLDAGEM.....	9
2.1	ARCO ELÉTRICO.....	9
2.1.1	<i>Parâmetros que Influenciam a Soldagem ao Arco Elétrico.....</i>	<i>13</i>
2.2	SOLDA POR RESISTÊNCIA ELÉTRICA	14
3	MODELAGEM NUMÉRICA DE PROBLEMAS DE SOLDAGEM	17
3.1	ACOPLAMENTO ENTRE MODELOS	18
3.2	MODELO BIDIMENSIONAL X TRIDIMENSIONAL	19
4	ANÁLISE TÉRMICA	21
4.1	FORTE DE CALOR.....	22
4.1.1	<i>Fonte de Calor Gerada por Arco Elétrico.....</i>	<i>23</i>
4.1.1.1	<i>Cordão de Solda e Poça de Fusão à Temperatura Constante.....</i>	<i>23</i>
4.1.1.2	<i>Função Trapezoidal de Calor</i>	<i>23</i>
4.1.1.3	<i>Duplo Elipsóide de Goldak.....</i>	<i>24</i>
4.1.2	<i>Resistência de Contato na Soldagem por Resistência</i>	<i>26</i>
4.1.2.1	<i>Usando Propriedades de Contato no Material Base.....</i>	<i>28</i>
4.1.2.2	<i>Usando Elementos de Contato</i>	<i>30</i>
4.1.2.3	<i>Resistividade Elétrica.....</i>	<i>30</i>
4.1.2.4	<i>Condutibilidade Térmica</i>	<i>31</i>
4.1.3	<i>Deposição de Material.....</i>	<i>31</i>
4.2	CALOR LATENTE.....	32
4.3	CONDIÇÕES DE CONTORNO	32
4.3.1	<i>Condições de Contorno Elétricas</i>	<i>32</i>
4.3.2	<i>Condições de Contorno Térmica.....</i>	<i>33</i>
5	ANÁLISE MECÂNICA	34
5.1	MODELAGEM DO MATERIAL	34
5.2	FORMULAÇÃO DAS RELAÇÕES CONSTITUTIVAS.....	35
5.2.1	<i>Comportamento Tensão x Deformação.....</i>	<i>36</i>
5.3	PLASTICIDADE	37
5.3.1	<i>Plasticidade Independente da Taxa de deformação – Elasto-Plasticidade.....</i>	<i>37</i>
5.3.2	<i>Plasticidade Dependente da Taxa de deformação - Visco Plasticidade.....</i>	<i>38</i>
5.3.3	<i>Modelos de Encruamento.....</i>	<i>39</i>
5.4	PLASTICIDADE INDUZIDA POR MUDANÇA DE FASE METALÚRGICA E POR DEFORMAÇÃO PLÁSTICA	41
5.5	CONDIÇÕES DE CONTORNO	42
5.5.1	<i>Soldagem por Resistência</i>	<i>43</i>
5.5.2	<i>Condições de contorno Globais no Modelo Local.....</i>	<i>43</i>
5.6	SUBESTRUTURAÇÃO.....	44
6	EXEMPLOS DE SIMULAÇÃO DE SOLDAGEM	46
6.1	EXEMPLO DE SOLDAGEM POR ARCO ELÉTRICO	46

6.1.1	<i>Simplificações e Discussão</i>	48
6.1.2	<i>Modelo de Elementos Finitos</i>	50
6.1.3	<i>Resultados</i>	51
6.2	EXEMPLO DE SOLDAGEM POR RESISTÊNCIA	54
6.2.1	<i>Simplificações e Discussão</i>	57
6.2.2	<i>Modelo de Elementos Finitos</i>	58
6.2.3	<i>Resultados</i>	59
7	CONCLUSÕES	64
7.1	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	65
8	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	66

LISTA DE SÍMBOLOS

A	área	[m ²]
A_0	área de contato entre o arco elétrico e a peça	[m ²]
A_i	área do i-ésimo elemento	[m ²]
a_f	extensão frontal do elipsóide de Goldak	[m]
a_t	extensão traseira do elipsóide de Goldak	[m]
b	largura do elipsóide de Goldak	[m]
C_{ijkl}	tensor constitutivo	
c	calor específico	[J/°C]
E	módulo de elasticidade do material	[Pa]
E'	módulo de elasticidade equivalente	[Pa]
$E^{T,iso}$	módulo plástico do material com endurecimento isotrópico	[Pa]
$E^{T,cin}$	módulo plástico do material com endurecimento cinemático	[Pa]
e	espessura da camada de elementos resistivos	[m]
f	superfície elástica de Von Mises	
g	função potencial plástica	
h	coeficiente de endurecimento	[Pa]
\bar{h}	coeficiente de convecção	[W/m ² °C]
h_{iso}	coeficiente de endurecimento isotrópico	[Pa]
h_{cin}	coeficiente de endurecimento cinemático	[Pa]
I	corrente elétrica	[A]
K_x	condutividade térmica na direção x	[W/mK]
K^p	constante da plasticidade de deformação	
$K_0(\lambda vr)$	função de Bessel de segundo tipo e grau zero.	
k	condutividade térmica	[W/mK]
L	espessura do material	[m]
m	expoente de viscosidade	[N-s/m]
m'	rugosidade característica do material	[m]
P	pressão aplicada pelos eletrodos	[Pa]
Q	potência	[W]
q	calor gerado por unidade de volume	[J/m ³]
q'	taxa de calor por unidade de comprimento	[J/m]

R	resistência elétrica	[Ohm]
R^*	distância a partir do centro da solda	[m]
$R_k(T)$	resistência de contato	[Ohm]
R_0	resistência elétrica estática	[Ohm]
R_b	resistência elétrica no metal base	[Ohm]
R_c	resistência elétrica de contato chapa/chapa	[Ohm]
R_e	resistência elétrica de contato chapa/eletrodo	[Ohm]
S_{ij}	tensor tensão desviador	[Pa]
T	temperatura	[°C]
T_0	temperatura inicial do sólido	[°C]
T_e	temperatura de fusão	[°C]
T_∞	temperatura ambiente	[°C]
T_{MS}	temperatura de transformação metalúrgica	[°C]
t	tempo	[s]
V	tensão	[V]
v	velocidade	[m/s]
X_M	fração de volume martensítico	[m ³ /m ³]
α	fator de ajuste de material	
α_{ij}	coeficiente de expansão térmica	[1/°C]
α_A	coeficiente de expansão térmica da fase austenítica	[1/°C]
α_M	coeficiente de expansão térmica da fase martensítica	[1/°C]
β	fator de ajuste de material	[m/m]
β_{A-B}	dilatação devido à mudança metalúrgica	[1/°C]
ϵ_{ij}	deformação total	[m/m]
ϵ_{il}^e	deformação elástica	[m/m]
ϵ_{ij}^p	deformação plástica	[m/m]
ϵ_{ij}^{th}	deformação térmica	[m/m]
ϵ_{kl}^{tr}	deformação por mudança metalúrgica	[m/m]
ϵ_{ij}^{tp}	deformação plástica induzida pela transformação	[m/m]
$\dot{\epsilon}^{-vp}$	taxa de deformação visco plástica	[1/s]

$\bar{\varepsilon}$	emissividade	
η	eficiência do processo	
ζ	distância do ponto calculado até o ponto forte	[m]
ξ	distância normalizada do centro da fonte de calor	[m]
ρ	densidade	[kg/m ³]
$(\rho_k)_i$	resistividade no i-ésimo elemento ao longo da superfície de contato	[Ohm/m]
$(\rho_b)_i$	resistividade material do i-ésimo elemento	[Ohm/m]
σ_{ij}	tensão objetiva	[Pa]
σ_{esc}	tensão de escoamento	[Pa]
$\bar{\sigma}$	constante de Stefan-Boltzmann	[W/m ² K ⁴]
τ	retardo para posicionar o arco de solda	[s]
\bar{I}	tensor identidade	
[K _{mm}]	matriz de rigidez dos nós mestres	[N/m]
[K _{ss}]	matriz de rigidez dos nós escravos	[N/m]
{Q}	vetor de forças	[N]
{q}	vetor de deslocamentos	[m]

ÍNDICE DE FIGURAS

Fig. 1.1	soldadores usando eletrodo revestido na soldagem de casco de navio.	1
Fig. 1.2	distribuição gaussiana do fluxo de calor sugerida por Tsai e Eagar, 1984.	4
Fig. 2.1	terminologia da soldagem por arco.	9
Fig. 2.2	imagem do arco elétrico formado pela solda TIG.	10
Fig. 2.3	ilustração da proteção gerada na soldagem ao arco eletrodo revestido.	11
Fig. 2.4	modos de transferência, IIW.	12
Fig. 2.5	representação esquemática de uma solda de topo.	12
Fig. 2.6	relação entre penetração e as principais variáveis de soldagem.	14
Fig. 2.7	desenho esquemático de uma máquina de solda ponto.	15
Fig. 2.8	botões de solda feitos com diferentes eletrodos.	16
Fig. 3.1	modelos usados na análise de soldas: a) Estado plano de deformações, b) Modelo de Casca, c) Modelo Tridimensional sólido.	19
Fig. 3.2	modos de deformação.	20
Fig. 4.1	influência do calor latente de fusão na entalpia.	22
Fig. 4.2	função trapezoidal de calor.	24
Fig. 4.3	elipsóide duplo da distribuição de calor de Goldak.	24
Fig. 4.4	representação da resistência ao longo das chapas.	27
Fig. 4.5	resistência dinâmica.	28
Fig. 4.6	coeficiente de convecção.	33
Fig. 5.1	modelos de curvas Tensão x Deformação.	36
Fig. 5.2	modelos de encruamento.	40
Fig. 5.3	aeronave dividida em subestruturas.	45
Fig. 6.1	dimensões do corpo de prova e posição do corte para medição das tensões.	46
Fig. 6.2	condutividade e calor específico.	47
Fig. 6.3	modulo de elasticidade, tensão de escoamento, coef. de Poisson e expansão térmica.	47
Fig. 6.4	relação de endurecimento e curva tensão/deformação a temperatura ambiente.	47
Fig. 6.5	entalpia do aço AISI 308 em função da temperatura.	48
Fig. 6.6	malha de elementos finitos.	50
Fig. 6.7	histórico de temperatura, valores em kelvin e segundos.	51
Fig. 6.8	deslocamentos após 2000s, valores em metros.	52
Fig. 6.9	tensões longitudinais, S33, valores em pascais.	52
Fig. 6.10	tensões transversais, S11, valores em pascais.	53

Fig. 6.11	tensões longitudinais obtidas por Zhang et al, valores em MPa.	53
Fig. 6.12	comparação das tensões ao longo da superfície.	53
Fig. 6.13	dimensões do espécime usado no estudo de Tsai et al., 1991.	54
Fig. 6.14	entalpia (J/m^3) e condutividade térmica ($W/m\text{-}^\circ C$) do aço.	55
Fig. 6.15	resistividade ($Ohm\text{-}m$) e coef. de expansão térmica ($1/^\circ C$) do aço.	55
Fig. 6.16	modulo de elasticidade e relação Tensão vs Deformação do aço.	55
Fig. 6.17	entalpia (J/m^3) e condutividade térmica ($W/m\text{-}^\circ C$) do cobre.	56
Fig. 6.18	resistividade ($Ohm\text{-}m$) e coef. de expansão térmica ($1/^\circ C$) do cobre.	56
Fig. 6.19	modulo de elasticidade e relação Tensão vs Deformação do cobre.	56
Fig. 6.20	malha de elementos finitos e descrição das condições de contorno.	59
Fig. 6.21	histórico de temperaturas, valores em $^\circ C$.	60
Fig. 6.22	histórico de temperaturas obtido por Tsai et al.1991.	61
Fig. 6.23	forma do botão de solda no fim da soldagem, $t=0.27s$.	61
Fig. 6.25	deslocamentos.	62
Fig. 6.26	deslocamentos para vários valores de força nos eletrodos, Tsai et al., 1991.	63

1 INTRODUÇÃO

1.1 Um breve histórico

O processo de fabricação por soldagem há muitos anos se estabeleceu como de vital importância para vários setores da indústria. Onde outrora elementos estruturais eram unidos por rebites ou parafusos, a soldagem surgiu trazendo muitas vantagens. Antigamente cada união precisaria ser perfurada para receber os elementos de fixação, que por adicionar descontinuidades nos elementos, frequentemente deviam ser super-dimensionadas para transmitir os esforços. A soldagem além da rapidez permite que se crie um corpo contínuo, sem elementos extras trazendo imediatamente uma grande redução de peso que se distribui por toda estrutura.

A indústria naval foi a que primeiro se beneficiou deste processo, pressionada pela necessidade de navios durante a primeira guerra mundial. Criado no início do século XIX por A. P. Strohmenger, [Cary et al., 2004], o eletrodo revestido demorou a se popularizar, prova disso, é que apenas em 1920 foi construído o primeiro navio totalmente soldado, era um pequeno cargueiro de 120 pés para a Marinha Real Inglesa, o Fullagar. Desde então, este método de fabricação evoluiu muito, desenvolvendo-se rapidamente durante a segunda guerra mundial, faminta por veículos construídos de aço.

A partir dos anos 50 com o advento dos computadores transistorizados, novas possibilidades surgiram para os engenheiros de projeto e fabricação. O uso de métodos numéricos até então era apenas teórico, e necessitava de uma ferramenta como o computador para se tornar viável. Da união destes, um novo campo de engenharia começou a se desenvolver, o campo das simulações numéricas.



Fig. 1.1 soldadores usando eletrodo revestido na soldagem de casco de navio.

Com a popularização dos computadores e avanço na capacidade de processamento, complexas simulações numéricas começaram a ser viáveis. Popularizado nos anos 70, o Método dos Elementos Finitos (F.E.M.) se destacou graças a sua generalidade e vários campos da física agora podiam ser abordados usando praticamente a mesma metodologia. No início as simulações eram voltadas apenas para análise estrutural durante a fase de desenvolvimento de produto, mas atualmente começamos a investigar suas possibilidades para o avanço dos processos de fabricação. Juntando todos esses fatos, a possibilidade de se executar análises envolvendo o acoplamento de diferentes equações diferenciais e efeitos transientes permitiram aos engenheiros envolvidos com soldagem, a possibilidade de simular este processo caracterizado por ser extremamente não-linear e acoplar os efeitos de vários fenômenos físicos.

As aplicações deste tipo de análise podem beneficiar varias áreas da engenharia, desde o desenvolvimento de produto até sua fabricação ou em casos de manutenção. O engenheiro de produto que busca reduzir peso pode conhecer as tensões residuais que o processo cria e evitar coeficientes de segurança altos. Ou mesmo realizar o processo reverso e inserir tensões residuais compressivas em pontos sujeitos a falhas por fadiga. Na fabricação, os parâmetros de soldagem podem ser pré-estabelecidos a fim de minimizar distorções causadas por deformações plásticas devido à dilatação térmica, sem a necessidade de caros experimentos em laboratório. No controle de qualidade do processo, modelos de controle podem ser desenvolvidos a partir da inversão do modelo, para executarem correções em tempo real da execução da soldagem e evitar que variações produzam pontos de menor resistência em um componente.

1.2 Motivação do trabalho

Da análise de um chassi de kart, realizado por Wentz, 2005, que sofria de falha por fadiga numa região próxima a uma solda surgiu a necessidade de conhecer as tensões residuais causadas pelo processo de fabricação. Com a solução do problema de tensões residuais a experiência abriu novas possibilidades para o método, e atualmente as maiores vantagens da aplicação deste tipo de análise se encontra na fabricação. Buscar simplificá-la a ponto que seja possível conhecer seus efeitos em grandes montagens possibilitaria um grande aumento na qualidade de produtos fabricados por soldagem.

Com as necessidades atuais da indústria é preciso desenvolver novos produtos em prazos cada vezes menores. E por mais que se consiga executar toda uma análise dos efeitos causados pelo processo de soldagem, este nunca se tornará prático para o engenheiro se não for possível encaixá-lo na já ocupada agenda de desenvolvimento. Portanto o principal objetivo deste é dar os

primeiros passos no desenvolvimento desta ferramenta realizando uma revisão dos métodos atualmente empregados para a solução de simulações de soldagem tanto utilizando soldagem por arco elétrico e solda ponto. Estes métodos de soldagem foram escolhidos pela sua popularidade e complexidade, sendo assim mais relevantes ao uso de elementos finitos na sua solução.

Aspectos críticos da influência do processo de soldagem no componente final, que cria problemas de ordem geométrica ou de resistência, são comumente contabilizados criando-se coeficientes de segurança. Distorções em peças são aceitas, onde sua influência é contabilizada em tolerâncias dimensionais e processos de ajuste de montagem. Até a resistência mecânica do material modificada pelo calor, é relegada a status de parâmetro desconhecido, não calculável ou como igual ao metal não soldado. Qualquer defeito possível usaria a margem de segurança disponível. A fim de descobrir como reduzir custos com materiais, aumentar a eficiência de componentes e reduzir tempo de fabricação, só simulações contando a história do que ocorre com o material durante a soldagem pode fornecer os meios de se conhecer seus efeitos.

1.3 Revisão Bibliográfica, Soldagem por Arco Elétrico.

Mais de 60 anos se passaram desde que Rosenthal apresentou sua solução analítica da equação de fluxo de calor para uma fonte móvel, equação 1. Onde v é a velocidade que o eletrodo se desloca pelo meio, c é o calor específico, T é a temperatura, t o tempo, k a condutividade térmica, ρ a densidade e q o calor trocado.

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = k \nabla^2 T + \rho c (\vec{v} \cdot \nabla) T + q \quad (1)$$

Usada como base por todos subseqüentes estudos de soldagem, a equação 2 vista abaixo, [Rosenthal, 1946], fornecia o campo de temperaturas em um sólido aquecido por uma fonte de calor se movendo a velocidade constante. Um derivado dessa solução é encontrar as taxas de resfriamento com apenas uma equação, e assim obter mais informações sobre a área afetada pelo calor da soldagem.

$$T - T_0 = \frac{q'}{2\pi k} e^{-\lambda v \xi} K_0(\lambda v r) \quad (2)$$

Onde T_0 é a temperatura inicial do sólido, q' é a taxa de calor por unidade de comprimento, ξ é a distância do ponto calculado até o ponto fonte. $\xi=0$ significa o centro da fonte de calor, ponto onde a temperatura máxima ocorre. A variável $\lambda = c/2k$, ou seja, a difusividade térmica do metal e $K_0(\lambda \nu r)$ é uma Função de Bessel de segundo tipo e grau zero.

Usando simplificações como fonte pontual de calor, ausência de convecção na poça de fusão, propriedades materiais independentes da temperatura e desconsiderando os efeitos do calor latente gerado pelas mudanças de fase do material, a solução de Rosenthal permitiu que se encontrasse o campo de temperaturas na região na solda. Trabalhos, como o de Christensen, buscaram provar que a solução de Rosenthal podia ser aplicada a vários materiais e fontes de calor [Christensen, et al. 1965], enquanto Tsai e Eagar buscaram refazer a solução de Rosenthal usando ao invés de usar uma fonte pontual de calor, uma fonte distribuída na forma gaussiana [Tsai e Eagar, 1984]. Abaixo a solução adimensional de Christensen, 1965.

$$T = n \frac{e^{-(\xi + R^*)}}{R^*} \quad (3)$$

Onde T é a temperatura, n é um parâmetro de ajuste para as propriedades do material, fonte de calor e velocidade da solda. R^* é a distância a partir do centro da solda e ξ uma distância adimensional no sistema de coordenadas em movimento.

Esta forma gaussiana permitia estimar imediatamente a forma da poça de fusão, e mais importante ainda, fornecia, com boa exatidão, como mudanças no material ou em parâmetros da soldagem iriam afetar a geometria da solda.

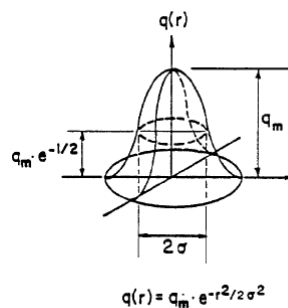


Fig. 1.2 distribuição gaussiana do fluxo de calor sugerida por Tsai e Eagar, 1984.

Goldak et al. 1985, apresentaram então pela primeira vez, uma fonte de calor tridimensional. Era um duplo elipsóide para fontes de calor em movimento e usava o Método dos

Elementos Finitos para calcular o campo de temperaturas de um cordão de solda em uma placa. Esta abordagem permitiu prever o campo de temperatura em soldagem de grande penetração sem as imprecisões do modelo bi dimensional gaussiano [Goldak et al. 1985]. Este artigo permitiu que pesquisadores aplicassem a flexibilidade do Método de Elementos Finitos para encontrar o campo de temperaturas em várias geometrias tridimensionais, em soldagem feitas com vários passos ou com materiais distintos.

O surgimento de programas dedicados como o SYSWELD facilitou ainda mais a tarefa de executar complexas simulações com mais agilidade. Lundbäck, 2000, usa o mesmo e demonstra a soldagem de uma união em “T” de dois tubos, onde o caminho da solda é um contorno de sela, fornecendo as sub-rotinas para tal.

Francis, 2002, usando o mesmo programa faz uma análise global/local de uniões em “T” e de topo em ligas de alumínio. Devido aos longos tempos de computo que as simulações requeriam este tentou uma aproximação usando elementos sólidos acoplados com elementos de placa a fim de diminuir o tempo das simulações. Seu estudo mostrou boa relação entre os campos de temperatura entre os modelos, porém a análise de tensões com o modelo simplificado não convergiu. Mais dados sobre as causas deste não foram comentadas.

A soldagem em anel, popularmente conhecida como “roseta”, foi abordada por Rodeiro, 2002. Usando o programa ANSYS, o mesmo realizou uma análise tridimensional da solda com simplificações interessantes. Ao invés de usar a solução de Rosenthal ou Goldak para a fonte de calor, o autor supôs que o calor gerado podia ser todo creditado ao material fundido, depositado com o arco elétrico na temperatura de fusão do mesmo. A análise térmica foi feita usando um recurso do programa chamado *Birth-and-Death*, criando elementos ao longo do tempo, onde o cordão estaria sendo depositado. Esses elementos eram criados com a temperatura de fusão do aço, e após completa a solda, eram resfriados livremente. Muito mais prática e conveniente, a análise foi comparada com experimentos para validação, e mostraram razoável correlação, com discrepâncias da ordem de 3% nos valores de pico e de 20% no resfriamento. As temperaturas abaixo do esperado só provam que existe influência de outros efeitos como a resistividade do material que geraria o calor faltante na análise de Rodeiro.

Uma aplicação bem sucedida de simulação de soldagem foi realizada por Tveiten et al., 2005 que pesquisaram formas de usar as tensões residuais induzidas pelo processo a favor da resistência à fadiga. Usando uniões em “T” de tubos de alumínio, esta técnica, patenteada pelos autores em 2004, verificou experimentalmente um aumento de 50% da resistência à fadiga dessas uniões.

Pode-se ver uma aplicação atípica desta técnica no trabalho feito por Blom e Church, 1980, a fim de estimar o crescimento de bolhas de hélio na zona afetada pelo calor [ZAC] em placas de aço inoxidável. É um estudo muito pertinente haja vista que essas bolhas são as precursoras de trincas no material que reduzem muito a resistência à fadiga do componente. Para tanto os autores usaram um modelo que descreve o comportamento dessas bolhas, e é dependente, dentre outras variáveis, da temperatura e das tensões no material durante a soldagem.

Na soldagem de peças de grande espessura, apenas escolhendo corretamente a seqüência e direção dos passes de solda pode reduzir consideravelmente as tensões residuais. Exemplo disso pode ser encontrado no trabalho de Ji et al., 2005, que experimentaram num modelo tridimensional de uma chapa de 36 mm de espessura.

Um dos trabalhos mais completos na avaliação das distorções e tensões residuais causadas pela soldagem, pode ser encontrado na tese de Andersen, 2000. Usando o código ANSYS, alterações e extensões permitiram a análise de grandes montagens soldadas. Malha com refinamento adaptativo e uma original abordagem global/local foi usada a fim de encontrar a melhor seqüência de soldagem de grandes estruturas navais. O autor aplicou a influência da rigidez do modelo global, feito com elementos de placa, no modelo local onde a soldagem seria realizada. Isto foi feito usando subestruturas do modelo global. E a cada solda realizada os deslocamentos do modelo local eram aplicados no global, e uma nova subestrutura era gerada. Agora mais rígida em função da solda era reaplicada ao modelo local e assim sucessivamente até que toda estrutura fosse soldada. No entanto foi necessário desenvolver também uma metodologia para compensar o retorno elástico que ocorria da aplicação dos deslocamentos locais para o modelo global. Apesar de trabalhosa essa técnica tornava viável computacionalmente a análise de grandes estruturas soldadas, até então impossíveis de serem abordadas aplicando toda resolução necessária para a simulação de soldagem direto no modelo global.

1.4 Revisão Bibliográfica, Solda Ponto

Ao contrario da soldagem por arco elétrico, a solda feita em pontos não gera grandes deformações ou tensões residuais nos componentes soldados. O interesse em pesquisar esse ramo da manufatura esta em manter a qualidade de cada ponto de solda. No inicio dos anos cinqüenta, pesquisadores perceberam que os eletrodos de solda ponto se separavam durante a soldagem e se aproximavam durante o resfriamento e que essa expansão estava intimamente ligada ao tamanho

da solda. A partir de então surgiu a possibilidade de gerar uma forma de controle para o processo. Métodos de controle baseados nos deslocamentos dos eletrodos não eram sensíveis o bastante para perceber expansão e agir efetuando o controle de soldagem. A abordagem procura associar o controle com a tensão elétrica entre as pontas dos eletrodos também sofriam. A resistência elétrica entre as chapas durante a soldagem varia muito durante o processo e impossibilita monitorar a energia inserida no processo.

Uma abordagem para controle do processo em tempo real foi proposta por Tsai et al., 1991, usando o Método dos Elementos Finitos para gerar curvas que representassem o deslocamento dos eletrodos vs. tempo. Um transdutor de deslocamento na ponta dos eletrodos era usado para monitorar deslocamentos e velocidade da expansão e, posteriormente os deslocamentos eram comparados com as curvas geradas pela simulação para que decisões de controle fossem tomadas.

Apesar das tensões residuais geradas pela solda ponto não alcançarem amplitudes consideráveis, conhecer melhor o fenômeno permite que engenheiros automotivos melhorem a resistência a fadiga de carrocerias de carros e caminhos. Bae et al., 2003, usando um modelo tridimensional de um ponto de solda avaliam a influência dessas tensões e comparam experimentalmente os resultados do modelo com medições em corpos de prova a fim de validar o modelo. Seus resultados indicaram que as tensões residuais reduzem 25% da vida em fadiga do ponto de solda se comparando com a mesma geometria livre de tensões residuais.

A soldagem de alumínio com solda ponto também tem suas dificuldades, em função da baixa resistência elétrica, alta condutibilidade térmica do material e baixo ponto de fusão sendo comum, em pouco tempo, os eletrodos ficarem danificados com o uso. A maior dificuldade está em controlar o tamanho da zona fundida. O material funde rapidamente no ponto de contato entre as chapas e a resistência de contato naquele ponto diminui sensivelmente. O calor gerado rapidamente se distribui pela chapa, impossibilitando o crescimento do ponto de solda, De et al., 2003. Neste artigo, os autores usam uma solução alternativa para incluir o efeito da resistência de contato. Usaram uma fina camada de elementos na união entre chapa/chapa e eletrodo/chapa, a fim de emular a resistência de contato usando a própria resistividade do material, corrigida para tal função. Essa aproximação é baseada no fato da resistência de contato não ser a principal causadora do aquecimento, quando o material soldado é alumínio.

Trabalhos modernos já mostram simulações da influência global da solda ponto. Uma tentativa de prever distorções em chapas pode ser vista no trabalho de Xan et al., 2007. Os autores criaram um modelo local axissimétrico contendo propriedades térmicas e sólidas que é usado para resolver o problema acoplado. Deste modelo local, os deslocamentos na vizinhança

do ponto de solda são aplicados numa representação do mesmo feito de elementos sólidos. Esses por sua vez são acoplados ao modelo global, feito de elementos de placa e casca, que é usado para obter as distorções na estrutura. Apesar do comportamento do modelo local ter sido satisfatório, os resultados do modelo global, quando comparado ao experimento, não tiveram boa correlação. O fato interessante, é que a direção das distorções foi bem representada. Logo esse modelo, mesmo com imprecisões, é útil para investigar a influência de mudanças na ordem e disposição das soldas e na forma de fixar a chapa.

2 FUNDAMENTOS DA SOLDAGEM

A soldagem de metais pode ser realizada através de vários processos diferentes. Para metais em geral, todos buscam alguma maneira de aquecer o material a fim de unir duas partes em um corpo contínuo. Neste trabalho se analisa apenas as soldas onde o calor é gerado em função da passagem de corrente elétrica, mais especificamente solda por resistência e soldagem ao arco elétrico. Este capítulo irá revisar resumidamente os fenômenos e características de cada tipo de soldagem.

2.1 Arco Elétrico

A fonte de calor mais utilizada na soldagem para fundir materiais metálicos é o arco elétrico. Fornece quantidade adequada de calor para fusão localizada de metais, é de fácil controle, apresenta relativamente baixos riscos à saúde dos operadores e necessita de pouca manutenção. Essas qualidades fazem deste tipo de processo um dos mais utilizados na indústria atualmente, sendo aplicado tanto na fabricação quanto na manutenção dos mais variados componentes. A Fig. 2.1 ilustra as partes básicas do processo de soldagem por arco.

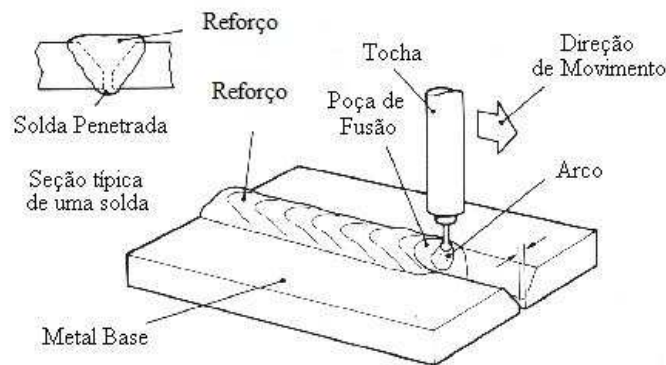


Fig. 2.1 terminologia da soldagem por arco.

A soldagem é realizada aplicando energia concentrada na junta metálica, de forma a conseguir a fusão em uma pequena área, e de preferência aquecendo ao mínimo possível o resto do componente. Essa fonte de energia é provida por um transformador, onde um dos terminais é fixado ao metal base, o deixando o mesmo aterrado, e o outro terminal conectado ao eletrodo.

Devido à alta condutibilidade térmica dos metais e da baixa temperatura do metal base, a energia fornecida pelo arco tende a se espalhar rapidamente pela peça, necessitando que a fonte de energia seja capaz de fornecer potência a uma taxa elevada. A potência específica do processo pode ser escrita como:

$$P_{esp} = \frac{\eta UI}{A_0} \quad (4)$$

Onde η é a eficiência do processo, U a tensão, I a corrente elétrica e A_0 a área de contato entre o arco elétrico e a peça. Na soldagem ao arco, correntes de 1000 A para o caso de arco submerso. Soldagens usando eletrodo revestido ou MIG costumam ter valores da ordem de 10^1 ou 10^2 A. Correntes de 1 A são encontradas em processos como MIG ou micro plasma.

A forma do arco elétrico depende da geometria dos eletrodos, forma e direção da corrente elétrica. Em soldagem ao arco elétrico usando o método TIG, por exemplo, o eletrodo é plano. Posicionado na ponta de um arame ou extremidade cilíndrica. Sendo a peça geralmente plana e bem maior que o eletrodo, o formato do arco tende a ser cônico ou semelhante a um sino, com diâmetro junto à peça maior que o diâmetro junto ao eletrodo. A Fig. 2.2 ilustra essa geometria em uma solda do tipo TIG. É interessante notar a semelhança entre a geometria do plasma no arco de soldagem e a fonte de calor proposta por Tsai, Fig. 1.2.

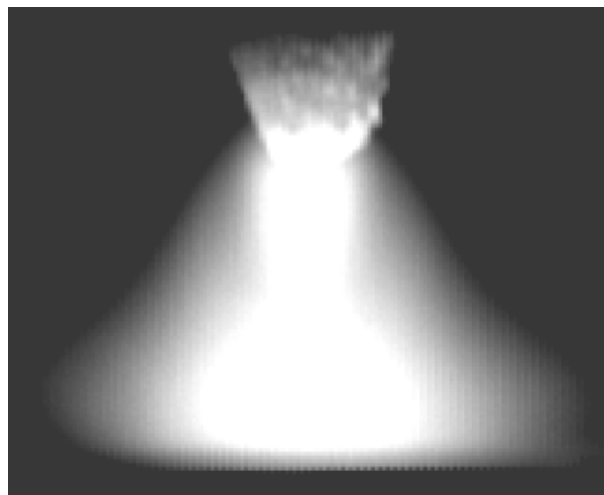


Fig. 2.2 imagem do arco elétrico formado pela solda TIG.

Metais a alta temperatura tendem a reagir quimicamente com gases oxigênio e nitrogênio contidos no ar. Quando a poça de fusão se forma, oxigênio e nitrogênio se dissolvem no metal formando óxidos e nitretos que reduzem a resistência da junta soldada. O hidrogênio no ar

também pode se dissolver na solução, porém durante o resfriamento este precipita causando porosidade. Se o resfriamento ocorrer muito rapidamente o hidrogênio não terá tempo de escapar e formará trincas no metal.

Para resolver este problema o processo de soldagem por arco elétrico precisa proteger o metal em estado líquido. Esta proteção pode ser feita por um gás inerte soprado sobre a poça de fusão ou por um fluxo que cobre o metal durante a soldagem. A Fig. 2.3 ilustra o processo de soldagem ao arco elétrico com eletrodo revestido, onde o gás protege durante o momento inicial da solda, enquanto a escória protege a junta durante o resfriamento.

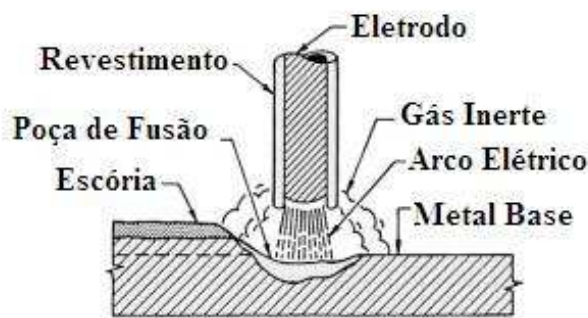


Fig. 2.3 ilustração da proteção gerada na soldagem ao arco eletrodo revestido.

Em processos onde o eletrodo não é consumível, como o TIG, o metal de adição é colocado manualmente ou por um carretel automático.

Se um eletrodo é do tipo “consumível”, como o da Fig. 2.3, a ponta do eletrodo se funde e é transportada para o metal base. Várias formas de transferência podem ocorrer dependendo dos parâmetros do processo. Segundo o Instituto Internacional de Soldagem, (IIW), um sistema que classifica esses métodos foi proposto e é apresentado na Fig. 2.4.

Em função da grande quantidade de calor inserida no processo de soldagem, diferentes partes do sólido são aquecidas a diferentes temperaturas, e resfriam a taxas diferentes também. Após depositado, o metal de adição resfria e tenta reduzir de volume, impedido pelo resto do metal base, tensões trativas surgem no metal de solda, e compressivas no entorno da peça. A figura 2.5 ilustra o processo de criação dessas tensões causadas por grandes deformações plásticas.

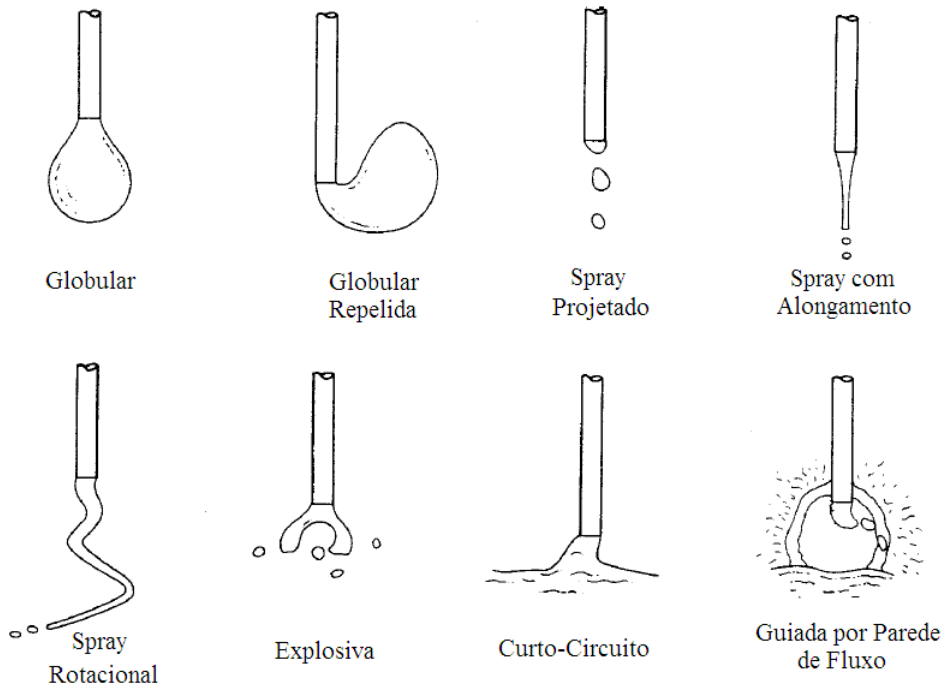


Fig. 2.4 modos de transferência, IIW.

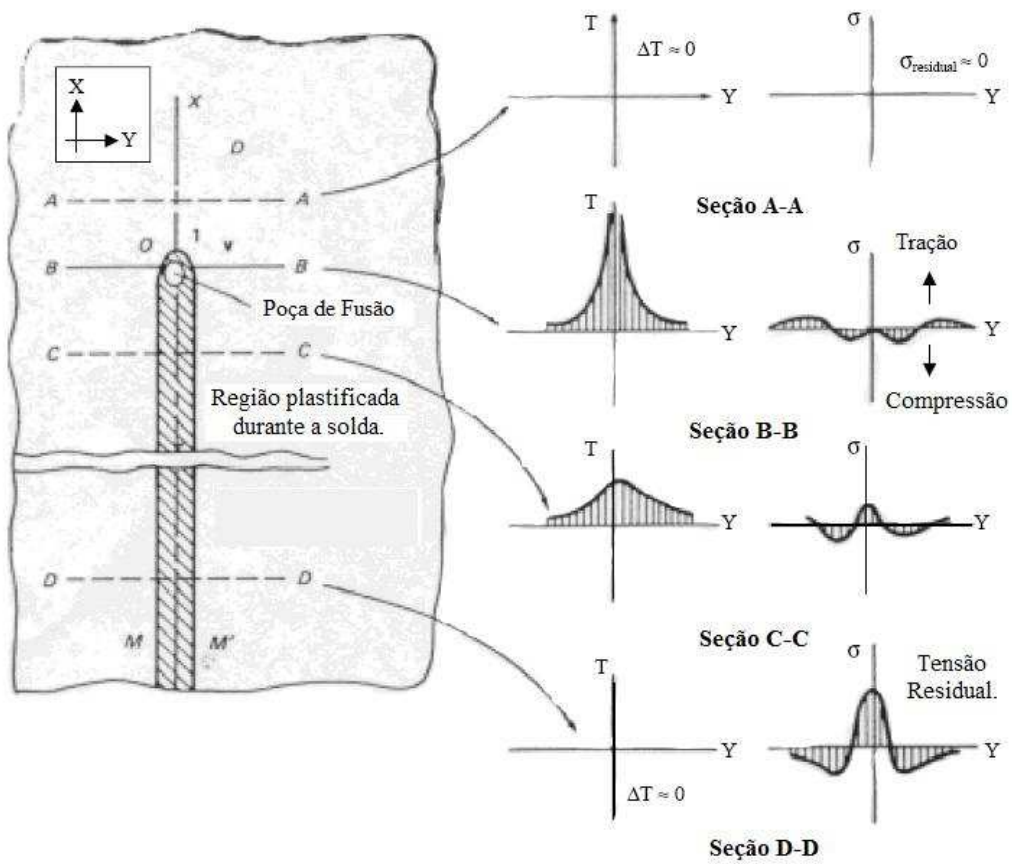


Fig. 2.5 representação esquemática de uma solda de topo.

2.1.1 Parâmetros que Influenciam a Soldagem ao Arco Elétrico

A tocha que contem o eletrodo pode ser movida pela junta da peça manualmente por um operador, ou automaticamente por um robô ou dispositivo. A soldagem manual permite ao operador controlar diversas variáveis do problema, como por exemplo, a velocidade de soldagem, ângulo do eletrodo, tensão de operação variando o comprimento do arco, penetração, etc. Essas variações podem tornar a simulações de soldagem inútil, e esse fato deve ser levado em conta durante a preparação da análise. Por esse motivo soldas automáticas são mais indicadas à aplicação dos métodos abordados neste texto. Abaixo vemos uma lista dos parâmetros que devem ser definidos.

- Corrente Elétrica – um dos principais fatores, influência diretamente a energia inserida no processo.
- Tipo de Corrente – a corrente aplicada por ser alternada ou contínua, com eletrodo positivo ou negativo, sua definição afeta a estabilidade da soldagem e qualidade da solda.
- Tensão de Operação
- Diâmetro/Tipo/Material/Forma do Eletrodo
- Comprimento do Arco
- Velocidade de Deslocamento – diretamente ligada à produtividade
- Velocidade da deposição/alimentação do metal de adição – define a eficiência econômica do processo
- Tipo de gás/fluxo protetor
- Ângulo da tocha

A maior dificuldade na definição desses parâmetros é sua interdependência, pois a alteração de uma variável influencia outras. Citando por exemplo, uma mudança no valor da corrente elétrica, talvez exigisse uma mudança no tipo de eletrodo, pois cada eletrodo opera dentro de uma faixa de corrente. A figura 2.6 ilustra a dependência da penetração da solda com algumas dessas variáveis.

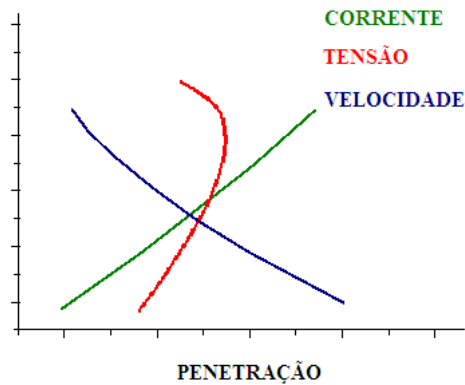


Fig. 2.6 relação entre penetração e as principais variáveis de soldagem.

Dessa dificuldade emerge outra aplicação de simulações numéricas de soldagem: a otimização de parâmetros. Em posse de um modelo consolidado, o engenheiro pode implementar uma rotina de otimização que obtenha os parâmetros ideais para cada solda. Pode explorar qual a melhor corrente, ângulo da tocha e/ou diâmetro de eletrodo que permite maximizar a velocidade de deslocamento e minimizar a velocidade de alimentação, por exemplo.

2.2 Solda por Resistência Elétrica

A soldagem por resistência elétrica pode ser de vários tipos: por pontos, topo a topo, por projeção ou por costura. Neste os comentários são limitados à soldagem por pontos, pois é o caso que será executado posteriormente.

Eletricamente todos os metais oferecem certa resistência à passagem de corrente elétrica. A soldagem ocorre quando essa resistência elétrica é usada para gerar calor na interface entre dois metais. A solda por pontos usa eletrodos com alta condutibilidade elétrica para fazer circular corrente elétrica entre duas ou mais chapas de metal. Quando essa corrente elétrica tenta passar pelo contato entre as chapas calor é gerado devido ao Efeito Joule, elevando a temperatura na união até que a fusão dos metais ocorra. Para evitar que esse calor alcance os eletrodos e funda a ponta deles junto com as chapas, estes possuem canais de refrigeração contendo água para retirar o calor. A figura 2.7 mostra um esquema desse processo.

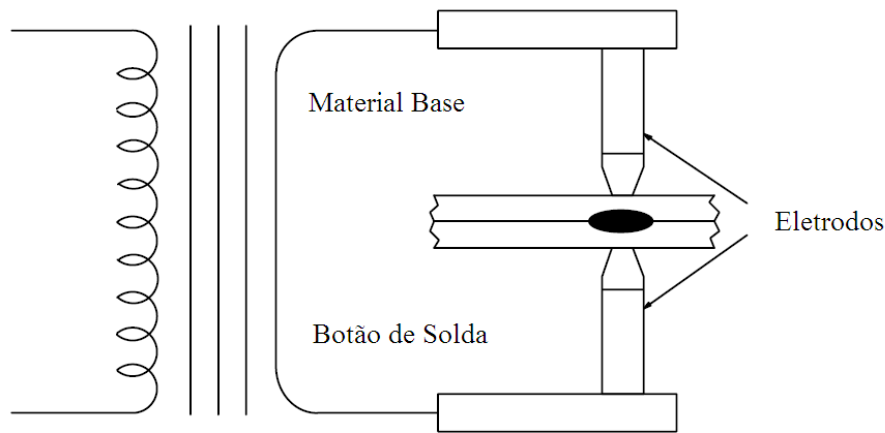


Fig. 2.7 desenho esquemático de uma máquina de solda ponto.

O processo ocorre em etapas da seguinte maneira:

- 1 - **Setup** - Primeiro as chapas são posicionadas segundo algum gabarito, onde são fixas dando início ao contato.
- 2 - **Pressão** – As pinças dos eletrodos se fecham pressionando as chapas, isto define a região entre as chapas que serão unidas.
- 3 - **Soldagem** – A corrente elétrica é acionada, a resistência entre as chapas forma o botão de solda.
- 4 - **Resfriamento** – A corrente elétrica é desligada e o botão de solda resfria e solidifica lentamente sob a pressão das pinças.
- 5 - **Finalização** – Os eletrodos são retirados da chapa e movidos para a próxima solda.

Um dos fatores de que depende a solda a ponto é o fator tempo. Ao acionar a corrente elétrica, milhares de ampères passam pelas chapas. Essa quantidade de corrente passando por metais gera uma grande quantidade de calor rapidamente. Isso torna o tempo uma variável importante de ser controlada. Em processos pouco sofisticados de solda ponto, este é o único parâmetro que pode ser controlado, pois a corrente elétrica necessita de um sofisticado sensoriamento para ser controlada. A soldagem, na maioria dos casos, é feita em um curto espaço de tempo. Como geralmente corrente alternada é usada, pois retificar a fonte para produzir corrente contínua nessa escala de amperagem seria muito caro, a soldagem é contada não em segundos, mas em ciclos.

Para uma rede elétrica onde a frequência é de 60 hertz, sessenta ciclos de soldagem equivalem a um segundo. Controlar o tempo de soldagem é crítico. Se este for muito longo, o metal soldado pode exceder a temperatura de evaporação, criando uma solda de baixa qualidade devido à porosidade na união. Outro risco é a expulsão de metal, criando uma “chuva” de

fagulhas. Essa expulsão diminui a quantidade de metal no botão de solda, reduzindo a resistência da união. Encurtar o tempo de soldagem além de evitar esses riscos também diminui a distorção criada pelo aporte de calor, e reduz a zona afetada pelo calor.

A força aplicada nos eletrodos é um importante parâmetro do processo, influenciando a resistência elétrica e consequentemente a geração de calor. Já se observou que uma força constante não é a melhor forma de se obter uma solda de qualidade [Tang, 2002]. A aplicação constante de força não é capaz de evitar porosidade ou trinca no botão de solda, e uma força adicional é necessária para aplicar pressão durante a solidificação da solda.

Terminada a soldagem, o objetivo é formar um botão de solda com diâmetro levemente menor que o diâmetro da ponta dos eletrodos. A escolha do tamanho do eletrodo depende da principalmente da posição no componente que será criada a união. O uso de um eletrodo muito pequeno irá formar um botão fraco para a aplicação, e eletrodos muito grandes podem superaquecer o metal base criando vazios dentro da solda. A figura 2.8 mostra soldas feitas em chapas de aço doce, com 2 mm de espessura, Srikanwong et al. 2003.

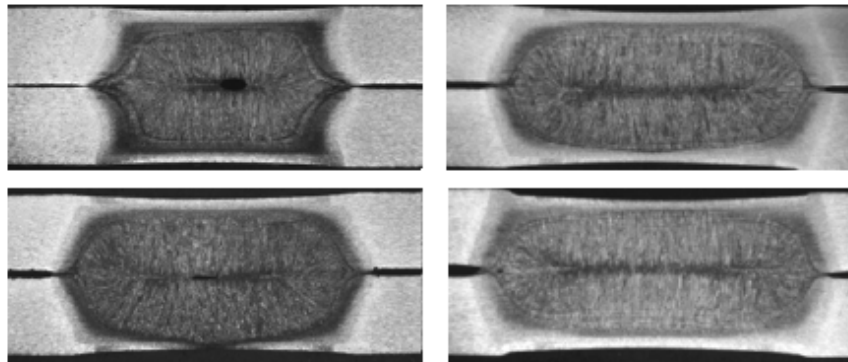


Fig. 2.8 botões de solda feitos com diferentes eletrodos.

3 MODELAGEM NUMÉRICA DE PROBLEMAS DE SOLDAGEM

A solução de uma simulação de soldagem deve ser dividida em etapas. *A priori*, necessita-se conhecer o campo de temperaturas no componente, pois este é o principal “carregamento” atuando na simulação. Para conhecê-lo é necessário saber como o componente é aquecido e como o material base reage ao calor. Para soldas feitas por arco elétrico, a solução de Rosenthal permite calcular o campo de temperaturas com boa precisão e evoluções da solução de Rosenthal, como o duplo elipsóide de Goldak, fornecem ainda melhores resultados, podendo ser aplicado a chapas de grande espessura, por exemplo.

A próxima etapa da solução é usar o campo de temperaturas. Se o objetivo da análise é encontrar as tensões residuais do processo ou distorções na peça, esse deve ser usado numa simulação transiente feita com elementos sólidos e propriedades materiais dependentes da temperatura.

Pelo problema ser de natureza transiente e ser altamente não linear, a idéia empregada na solução das equações de equilíbrio não-lineares, consiste em dividir a solução em várias etapas menores, onde podemos supor que a variação é linear. Essa é uma grande simplificação, e mostra como esse tipo de solução é dependente de poder de processamento. Essa característica é ainda mais dramática quando se considera a solda ponto. Nela o aquecimento é provocado pela corrente elétrica aplicada pelos eletrodos. Sendo essa uma corrente alternada variando geralmente a sessenta ciclos por segundo, no período que a corrente está sendo aplicada, o incremento de tempo deve ser capaz de representar corretamente cada seno de corrente. Caso isso não ocorra, parte da energia inserida no processo, representada pela área abaixo do seno, não será considerada.

Em alguns casos, a soldagem não pode ter seus parâmetros modificados a ponto de reduzir a influência das distorções, por exemplo. Isso leva a engenheiro a optar por, ao invés de modificar as variáveis de soldagem, procurar de qual forma a seqüência de soldagem pode reduzir as distorções. Isto por sua vez leva a utilização de processos de otimização para encontrar a resposta. Sabendo-se que à medida que a estrutura é soldada a mesma vai aumentando de rigidez, e que as distorções são decorrentes de processos não lineares como plastificação, é correto afirmar que mudando a seqüência de soldagem, irá afetar a forma da distorção. O problema de tentarmos usar métodos de otimização numérica para este, esta na inerente necessidade de resolver o problema várias vezes que é requeridas pelas rotinas de otimização. Sendo a simulação de soldagem uma análise local feita em duas etapas que é posteriormente aplicada ao modelo global, o numero de simulações aumenta com o numero de soldas. Usando

uma carroceria de automóvel como exemplo, que contem cerca de 5000 pontos de solda, o tempo computacional para resolver toda simulação dezenas ou centenas de vezes, até que se encontre o ponto ótimo entre as variáveis é computacionalmente muito caro. Este fato tem inviabilizado a aplicação de métodos de otimização para a seqüência de soldagem e apenas estruturas que tenham conjunto de partes que se repitam durante a fabricação, podem ter sua seqüência de soldagem otimizada realisticamente.

3.1 Acoplamento entre Modelos

O método de solução numérica de problemas que envolvem a interação entre resultados de dois campos de variáveis da física diferentes, como temperatura e deformação, é conhecido como *Coupled-Field Analysis* ou análises de campos acoplados. Este tipo de análise leva em conta a interação entre dois ou mais modelos numéricos, e é comumente aplicado em análises fluído/estruturais, termo/estruturais e piezoelétrica.

A análise acoplada pode ser de dois tipos: seqüencial ou direta. Na seqüencial, dois ou mais campos de variáveis são resolvidos separadamente, o acoplamento entre os campos é feito aplicando-se os resultados da primeira análise como carregamentos na segunda. Na análise de soldas feitas por arco elétrico essa é a abordagem é a mais utilizada. Realizando a análise térmica primeiramente os resultados são aplicados na análise sólida como carregamento ao longo do tempo. O uso dessa abordagem implica em supormos que as transformações mecânicas não alteram o estado de temperaturas. Essa hipótese é aceitável, pois o calor gerado pelo arco de solda é muito maior que o calor gerado pelas deformações plásticas. Esse método será usado na demonstração de uma soldagem feita por arco elétrico.

O método direto envolve apenas uma solução, onde o elemento usado, *Coupled-Field Element Type*, possui o equacionamento e os graus de liberdade necessários para contabilizar a influência dos dois ou mais fenômenos em análise. Este método será usado para demonstrar a análise de uma solda ponto. Ele é necessário, pois o campo de temperaturas é função do carregamento elétrico aplicado. O acoplamento entre os fenômenos eletro - térmicos obriga que a análise seja resolvida dessa maneira, pois o aquecimento que cria o botão de solda é resultado de uma excitação elétrica. Mas o Efeito Joule, que participa mantendo o calor concentrado na união, é uma influência térmica que altera propriedades elétricas.

A soldagem por resistência elétrica se mostra mais complexa que a soldagem por arco elétrico no quesito acoplamento, pois as soldas por resistência elétrica envolvem um acoplamento entre fenômenos elétricos, térmicos e mecânicos. Devido ao acoplamento, a análise

deve ter uma grande resolução temporal a fim de descrever com precisão a geração de temperatura, que sendo função de corrente elétrica alternada, oscila sessenta vezes por segundo.

3.2 Modelo Bidimensional x Tridimensional

A avaliação das deformações que ocorrem em uma solda necessita de uma análise não linear, transiente e tridimensional, como afirmam Oddy et al., 1989. O trabalho de McDill et al., 1993, apóia este argumento dizendo que algumas simulações 2-D, onde transformações de fase são levadas em consideração, podem apresentar resultados muito diferentes dos experimentais. Esta discrepância ocorre devido ao uso da hipótese de estado plano de deformações, em que as seções do plano continuam planas. Neste tipo de análise, as deformações normais e cisalhantes fora do plano da seção não são consideradas. Fisicamente essa simplificação significaria engastar os extremos da placa evitando que a mesma empene com o resfriamento. Outro ponto negativo desta simplificação, que foi observado por este autor, ocorre quando são simuladas soldas de grande penetração, em que o modelo fica instável devido à baixa rigidez dos elementos aquecidos. Já Dong et al. 1997, usou modelos bidimensionais (casca e plano) para simular a distribuição tridimensional de tensões, advertindo que as tensões transversais (direção perpendicular à solda) variam longitudinalmente, e este fato deve ser lembrado ao revisar os resultados de uma análise bidimensional. A figura 3.1 ilustra os modelos geométricos usados em simulações de soldagem, a) é um modelo de estado plano de deformações onde a fonte de calor move-se através do plano, b) é um modelo de casca tridimensional em que as tensões ao longo da espessura são desprezadas e c) é um modelo elementos sólidos.

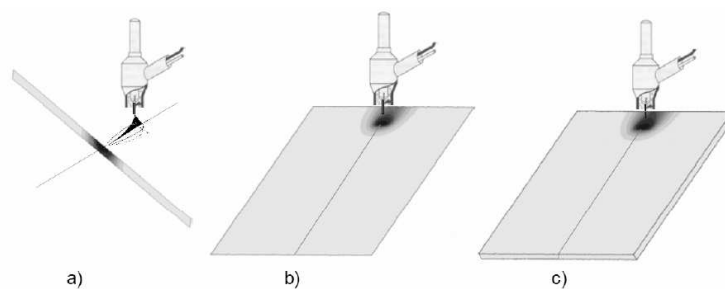


Fig. 3.1 modelos usados na análise de soldas: a) Estado plano de deformações, b) Modelo de Casca, c) Modelo Tridimensional sólido.

Cada modelo gera diferentes configurações de deformação, e esse fato deve ser lembrado quando uma simplificação do modelo 3D sólido para alguma outra aproximação for usada. A figura 3.2 ilustra algumas dessas configurações.

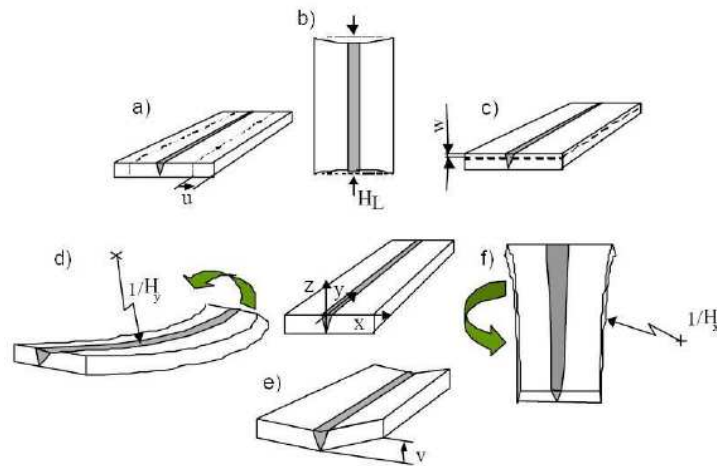


Fig. 3.2 modos de deformação.

Em vista dos bons resultados obtidos por Wu et al., 2001, também se adotou a simplificação de estado plano de deformações para a simulação de solda por arco elétrico. Assim, empregando o modelo bidimensional foi possível reduzir os tempos de processamento e volume de arquivos, adequando o modelo de elementos finitos aos recursos computacionais disponíveis.

O modelo bidimensional também pode ser uma boa escolha para simulações de geometrias de revolução, como vasos de pressão, por exemplo. A união entre corpo e tampo é uma zona crítica deste tipo de componente. Nesta zona ocorrem inversão e concentração de tensões, ficando mias crítico ainda se conhecer a influência da soldagem. A abordagem, exigida nos regulamentos imposto pelos órgãos responsáveis, frequentemente impõem super dimensionar o componente, usando fatores de segurança baseados em dados empíricos. Infelizmente exemplos desse tipo de aplicação não foram encontrados na literatura.

4 ANÁLISE TÉRMICA

O cálculo do campo de temperaturas devido à soldagem só pode ser resolvido analiticamente com muitas simplificações, como foi visto anteriormente. Pelo fato das propriedades do metal variar fortemente com a temperatura, esta se torna uma análise não linear. Para este problema a equação de difusão de calor tridimensional com geração de calor fica da forma:

$$\rho(T)c(T)\frac{\partial T}{\partial t} = q + \frac{\partial}{\partial x}\left(K_x(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(K_y(T)\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(K_z(T)\frac{\partial T}{\partial z}\right) \quad (5)$$

Onde $\rho(T)$ é a densidade, $c(T)$ o calor específico, q é o calor gerado por unidade de volume, T e t é a temperatura e tempo, respectivamente, e K_x , K_y e K_z são condutividade térmica em cada eixo coordenado.

Devido as temperatura durante a soldagem ultrapassar a temperatura de fusão do material, a variação da entalpia com a temperatura deve ser contabilizada. Usando a mesma na forma:

$$H = \int \rho(T)c(T)dT \quad (6)$$

a equação da difusão de calor pode ser escrita em função da entalpia como:

$$\frac{\partial H}{\partial t} = q + \frac{\partial}{\partial x}\left(K_x(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(K_y(T)\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(K_z(T)\frac{\partial T}{\partial z}\right) \quad (7)$$

E agora pode-se levar em consideração na análise a influência do calor latente de fusão como mostra a figura 4.1.

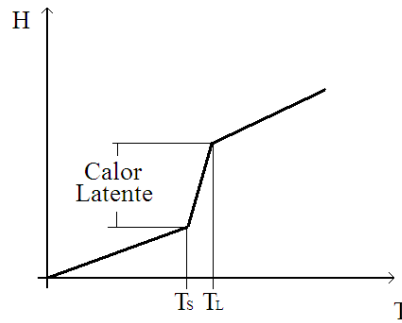


Fig. 4.1 influência do calor latente de fusão na entalpia.

Para fazer o balanço de temperaturas, a energia dissipada pelo metal base, e eletrodo no caso de solda a ponto, são causadas por convecção e radiação. Estas são introduzidas na análise como condições de contorno do problema e o equacionamento é vista nas equações 8 e 9, calor dissipado por convecção e radiação, respectivamente.

$$q_c = \bar{h}(T - T_\infty) \quad (8)$$

$$q_r = \bar{\varepsilon} \bar{\sigma}(T^4 - T_\infty^4) \quad (9)$$

Onde \bar{h} é o coeficiente de convecção, T_∞ a temperatura ambiente, $\bar{\varepsilon}$ é a emissividade e $\bar{\sigma}$ a constante de Stefan-Boltzmann.

4.1 Fonte de Calor

Como todo processo de soldagem inicia pelo aquecimento, modelar corretamente a fonte de calor é vital para obter bons resultados. Na soldagem por resistência, o calor é gerado por Efeito Joule tanto na interface entre os componentes quando no próprio metal base. Já para soldas usando arco elétrico, como discutido anteriormente, a fonte de calor é modelada diretamente como um carregamento da simulação térmica. Esta fonte de calor pode ser pontual, planar ou volumétrica, dependendo do tipo de soldagem realizada. Neste vê-se como aplicar resistências de contato para a solda ponto e, também, discute-se sobre modelos de fonte de calor.

4.1.1 Fonte de Calor Gerada por Arco Elétrico

Para obter o campo de temperaturas é necessário simular a forma que o arco de solda aquece o componente durante o processo de soldagem. Rodeiro, 2002, em uma simulação tridimensional, aplica valores de temperatura à elementos da poça de fusão, que são ativados a medida que o arco se desloca. Wu et al., 2001, aplicando a hipótese de estado plano de deformações, simulam o movimento do arco utilizando uma função trapezoidal para o valor de densidade de potência. Blom e Church, 2004, Lundbäck, 2000 e Francis, 2002 usam um modelo tridimensional para a distribuição de calor desenvolvido por Goldak et al., 1985.

4.1.1.1 Cordão de Solda e Poça de Fusão à Temperatura Constante

Nesta abordagem a análise térmica começa com o cordão de solda aquecido à temperatura de fusão e segue com a aplicação de condições de contorno de convecção até que a temperatura alcance o equilíbrio. Sendo o mais simples dos modelos, este acaba por produzir campos de temperaturas muito maiores que o esperado em modelos 2D. Isso ocorre, pois estaríamos fazendo o equivalente a aquecer de uma só vez toda a extensão soldada, de extremo a extremo, pois usando um modelo bidimensional a temperatura aplicada na seção é a mesma em todo cordão de solda.

Em modelos tridimensionais essa abordagem não acarreta tantos problemas. Rodeiro, 2002, aplica essa metodologia. Respalda por ensaio com termopares sua simulação mostra boa correlação com o experimento.

4.1.1.2 Função Trapezoidal de Calor

A função trapezoidal usada por Wu et al., 2001, vista na figura 4.2, tem por finalidade incluir a transferência de calor que existe fora do plano em uma simulação bidimensional. Desta forma pode-se simular o efeito da fonte de calor se aproximando, atravessando e se distanciando da seção.

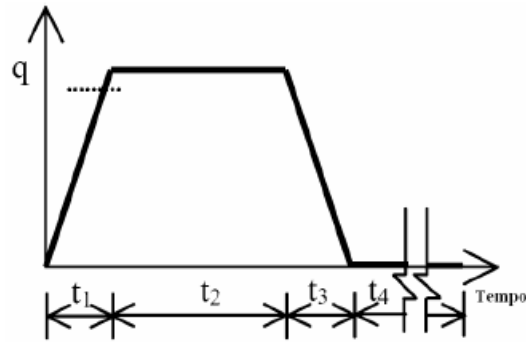


Fig. 4.2 função trapezoidal de calor.

Como pode ser observado, o inconveniente deste modelo é que o calor aplicado é constante em toda área, o que na realidade não acontece, pois o calor gerado pelo arco diminui ao longo da profundidade, deixando a superfície da peça mais aquecida que o resto. Em soldas de grande penetração esta abordagem não deve ser aplicada, pois reduzirá a rigidez de todos os elementos na região soldada. Este fato gera instabilidade no modelo de elementos finitos, fazendo que o *solver* do programa encontre dificuldades para convergir a solução dos resultados. Isto ocorre devido aos grandes deslocamentos que ocorrem devido à perda de rigidez nos elementos.

4.1.1.3 Duplo Elipsóide de Goldak

Um dos modelos mais usados atualmente para descrever a fonte de calor é o duplo elipsóide proposto por Goldak, 1984. Nesta abordagem a distribuição do calor é considerada Gaussiana e dois elipsóides, um frontal e outro traseiro, delimitam a distribuição. E o valor de q encontrado é aplicado na equação 5.

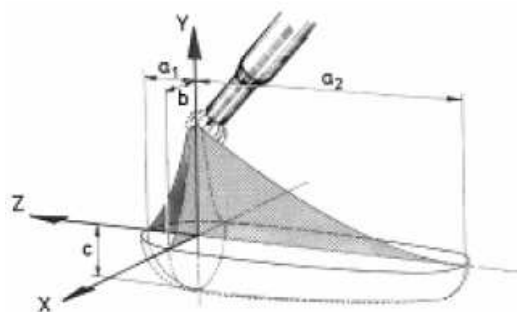


Fig. 4.3 elipsóide duplo da distribuição de calor de Goldak.

O arranjo de dois elipsóides, com aproximadamente a forma e o tamanho da poça de fusão, junto com gradientes para representar a densidade de potência, descrevem o comportamento da geração de calor à frente e atrás do arco de solda. Os elipsóides são descritos por semi-eixos a_1 , a_2 , b e c enquanto a distribuição Gaussiana é dada pelas seguintes equações:

$$q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{a_1 c b \pi \sqrt{\pi}} e^{-3y^2/b^2} \cdot e^{-3z^2/c^2} \cdot e^{-3[x+v(\tau-t)]^2/a_1^2} \quad (10)$$

$$q_r(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{a_2 c b \pi \sqrt{\pi}} e^{-3y^2/b^2} \cdot e^{-3z^2/c^2} \cdot e^{-3[x+v(\tau-t)]^2/a_2^2} \quad (11)$$

$$Q = nVI \quad (12)$$

Onde n é a eficiência do processo de soldagem, V a tensão, I a corrente utilizada, v a velocidade do arco e τ um atraso para posicionar o arco de solda. A soma das frações de f , entre a elipsóide frontal e traseira, deve ser igual a:

$$f_f + f_r = 2 \quad (13)$$

Para manter a continuidade de Q entre as equações a seguinte condição deve ser respeitada:

$$f_f = \frac{2a_f}{a_f + a_r} \quad (14)$$

ou

$$f_r = \frac{2a_r}{a_f + a_r} \quad (15)$$

Os limites do elipsóide são definidos como a região onde o valor da função equivale a 5% do calor máximo. Para compensar os 5% de calor perdido com o limite o valor de Q foi multiplicado por um fator de 1,05. Os parâmetros a_1 , a_2 , b e c do elipsóide de Goldak fisicamente

se referem as dimensões da poça de fusão. Se a seção do componente soldado for conhecida a partir de experimentos esta informação pode ser usada para definir os parâmetros da elipse. Na falta de dados experimentais esses parâmetros devem ser obtidos na base de tentativa e erro. A dimensão longitudinal da poça de fusão, caso não disponível, pode ser aproximada por: metade da largura do cordão para a fração dianteira e uma vez e meia a mesma largura para a fração traseira, segundo Goldak (1984). Neste trabalho o cordão de solda possui 8 mm de largura e definiram-se os valores de b e c de acordo com tal. A tabela 3.1 mostra os parâmetros usados na simulação.

Tabela 4.1 - Parâmetros da Fonte de Calor.

Potência (Q)	7056 [W]
Eficiência (n)	0.8
Velocidade (v)	5 [m/s]
a_1	0.4 [mm]
a_2	1.6 [mm]
b	8 [mm]
c	17 [mm]

Aplicações do elipsóide de Goldak em análises bidimensionais não foram encontradas na literatura. Aqui se usa este modelo haja vista maior precisão nos resultados que este proporcionará. A aplicação é feita através de uma tabela tridimensional com os valores calculados de q variando ao longo dos eixos de coordenadas x , y e ao longo do tempo, eixo z . Esses valores de densidade de potência são aplicados, ao modelo em elementos finitos, numa área com as dimensões da elipse descrita pelos parâmetros b e c .

4.1.2 Resistência de Contato na Soldagem por Resistência

O aquecimento na solda ponto por resistência, ou *Resistance Spot Welding (RSW)*, é governado por um fenômeno eletro-térmico conhecido por Efeito Joule. Ele ocorre concentradamente na união entre chapas de metal quando uma corrente elétrica passa através delas. Após os primeiros ciclos de soldagem a geração de calor se espalha pelo resto da espessura do material base. A energia gerada pelo Efeito Joule no metal base pode ser representada pela equação:

$$H = k \times I^2 \times R \times t \quad (16)$$

Onde I é a corrente elétrica, R , k e t são a resistividade do material, fator de correção da eficiência do processo e tempo, respectivamente. O tamanho da zona fundida poderia ser calculado com essa equação, porém a definição da resistividade é um grande problema. Isso ocorre, pois R varia ao longo do tempo e por isso vamos chamá-la de Resistência Dinâmica quando a soldagem ocorre, e Resistência Estática antes da soldagem.

A resistência estática depende de vários fatores tais como: força entre eletrodos, área de contato, estado das superfícies e material base. Porém quando a soldagem começa a resistividade varia proporcionalmente com a temperatura no metal base e inversamente no contato chapa/chapa e eletrodo/chapa. A figura 4.4 ilustra a variação da resistência ao longo do contato antes da soldagem, note que os pontos onde ocorrem os picos de resistência de contato é onde a geração de calor é mais intensa.

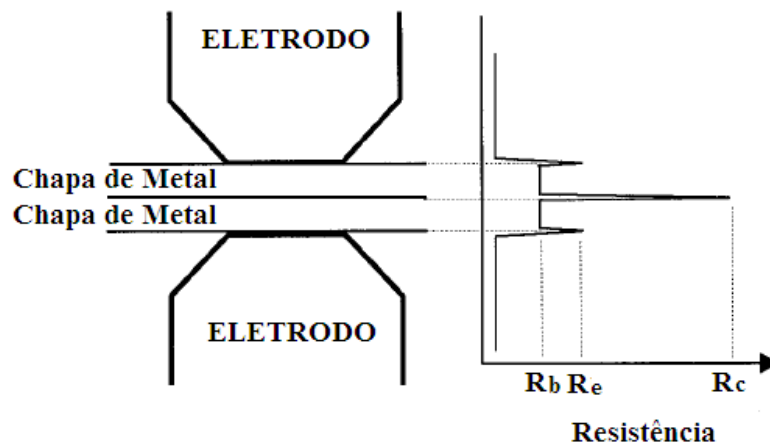


Fig. 4.4 representação da resistência ao longo das chapas.

Logo podemos decompor a resistência que contribui para o efeito Joule como:

$$R = 2R_b + 2R_e + R_c \quad (17)$$

Onde R_b é a resistência no metal base, R_c e R_e são a resistência de contato chapa/chapa e a resistência chapa/eletrodo, respectivamente. Essa equação supõe chapas de igual espessura.

A resistência de contato varia muito com a pressão dos eletrodos como mostra Tang et al., 2002, sendo o calor gerado proporcional à resistência R , o controle da força aplicada pelos eletrodos se mostra um bom parâmetro a ser monitorado para controle em tempo real do processo.

Como visto na equação (16), a resistência estática é calculada facilmente. A resistência dinâmica, por outro lado, por depender de muitas variáveis é muito difícil de ser calculada analiticamente. Na prática essa resistência pode ser obtida medindo a corrente elétrica e a voltagem na ponta do eletrodo. No artigo publicado por Tange et al., 2002, várias medições da resistência dinâmica são realizadas variando-se a pressão nos eletrodos, a figura 4.5, retirada deste artigo, ilustra o comportamento da resistência dinâmica.

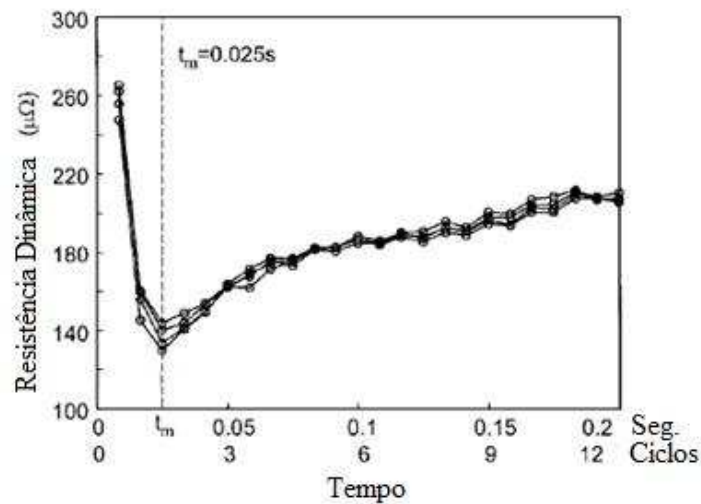


Fig. 4.5 resistência dinâmica.

Observando a figura acima se pode notar que a resistência dinâmica pode ser decomposta em duas fases. Ao iniciar a soldagem, a resistência é igual à resistência estática R que é grande principalmente dominada por R_c . Durante os primeiros ciclos de soldagem a corrente elétrica dá início a fusão entre as chapas, e R_c cai rapidamente, o processo daí em diante é dominado pela resistência do metal base, que aumenta proporcionalmente com a temperatura. A influência de R_e permanece praticamente constante, pois as pontas dos eletrodos são refrigeradas a água, logo não ocorre grandes mudanças na resistência de contato.

4.1.2.1 Usando Propriedades de Contato no Material Base

O trabalho de De et al., 2002, mostra uma abordagem simples e intuitiva para a aplicação da resistência de contato no modelo em elementos finitos. O programa de elementos finitos utilizado era de desenvolvimento próprio e não contava com a implementação de elementos de contato. Os autores aplicaram uma fina camada de elementos (0.1 mm x 0.1 mm) nas superfícies de contato e utilizaram a equação abaixo para relacionar a resistência desses elementos com a temperatura.

$$R_k(T) = \frac{\alpha R_0}{\beta^{(T-T_0)/(T_e-T_0)}} \quad (18)$$

Onde $R_k(T)$ é a resistência de contato, R_0 a resistência estática, α e β fatores que caracterizam o material, T_e a temperatura de fusão do material e T a temperatura no elemento. Neste artigo é usado α e β como sendo 1 e 25 respectivamente para o alumínio, não foi comentado o valor destes para outros materiais. R_0 é uma grandeza que pode ser medida diretamente no material, os autores usaram para o alumínio 250, 350 e 500 $\mu\Omega$ para a resistência chapa/chapa e 0 e 25 $\mu\Omega$ para a resistência eletrodo/chapa.

Como para a análise eletro-térmica os valores devem ser expressos como resistividade e não resistência, a resistência de contato é expressa como:

$$(\rho_k)_i = (R_k(T) \cdot A/e) \left(\frac{A}{A_i} \right) \quad (19)$$

Assim, onde $(\rho_k)_i$ é a resistividade no i-ésimo elemento ao longo da superfície de contato, A sendo a área de contato entre as chapas, A_i e e são a área e espessura do i-ésimo elemento, respectivamente. E a resistividade total nos elementos em contato fica:

$$(\rho)_i = (\rho_k)_i + (\rho_b)_i \quad (20)$$

Sendo $(\rho_b)_i$ a resistividade material do i-ésimo elemento.

Essa abordagem evita a necessidade de implementar novas rotinas para simular o contato, como é feito em programas comerciais. No entanto surge um problema de malha, pois sendo essa camada muito pequena ao longo do contato entre chapas e eletrodos, toda a região próxima deve ter um refinamento que acompanhe esses elementos. Isso aumenta o número de graus de liberdade em algumas regiões desnecessariamente. Como o trabalho realizado por De et al.,

2003, não envolvia cálculo de tensões, apenas uma análise térmica, esse fato não deve ter influenciado dramaticamente os tempos computacionais.

4.1.2.2 Usando Elementos de Contato

A forma mais natural de simular o contato, evitando aproximações é utilizar Elementos de Contato. Deste modo não é necessário aproximar o tamanho da área fundida entre as chapas, permitindo a análise sólida refletir mais precisamente a variação da área de contato. Elementos de contato são também importantes durante a fase de resfriamento, pois dependendo das restrições utilizadas, as chapas podem se tocar, e numa análise mais convencional esses elementos se sobreporiam.

Aplicando elementos de contato nas superfícies das chapas, exige o conhecimento de dois parâmetros a respeito do contato, a condutibilidade térmica e elétrica deste contato. Em análises onde as chapas são de mesma espessura, a condutibilidade térmica pode ser ignorada, pois não ocorrerá troca de calor entre as chapas.

4.1.2.3 Resistividade Elétrica

Quando duas superfícies são colocadas em contato, elas suportam uma a outra nas pontas de suas asperezas e essas se deformam plasticamente sobre o menor carregamento. Para materiais endurecidos por encruamento, como chapas metálicas laminadas, a pressão de escoamento para todas as pontas das asperezas é um valor constante. Logo, a área de contato real é independente da área de contato aparente. A mesma é proporcional a carga aplicada, porém inversamente proporcional ao limite de elástico do material e pode ser caracterizada pela sua rugosidade e ondulação, Tsai et al., 1991.

A resistividade no contato foi assumida inversamente proporcional a raiz quadrada da média das tensões de escoamentos dos materiais em contato. A resistividade equivalente no contato foi calculada segundo a equação:

$$\epsilon_{eq}(T) = \frac{A/L R(20^\circ C)}{\sqrt{\sigma_{esc}(T) / \sigma_{esc}(20^\circ C)}} \quad (21)$$

Onde L é a espessura do material e $R(20^{\circ}C)$ é a resistência elétrica no contato entre os eletrodos. A resistividade elétrica no contato tem unidade de resistência por comprimento, e varia inversamente com a temperatura.

4.1.2.4 Condutibilidade Térmica

Para o caso de chapas de diferentes espessuras, a condutibilidade térmica no contato pode ser estimada através do Modelo Elástico para Condutância de Contato de Mikic, Greenwood e Williamson, equação 3.190 de Yovanovich M. M., 1994.

$$C_c = 1.54 \left(\frac{\sqrt{2P}}{m' E'} \right)^{0.94} \quad (22)$$

Desta maneira, P é a pressão aplicada pelos eletrodos, m' é um parâmetro geométrico da rugosidade da superfície e E' é o módulo de elasticidade equivalente é dado por:

$$E' = \left[\frac{(1-\nu_1^2)}{E_1} + \frac{(1-\nu_2^2)}{E_2} \right]^{-1} \quad (23)$$

Onde ν_1 e ν_2 são os coeficientes de Poisson e E_1 e E_2 são os módulos de elasticidade das chapas.

4.1.3 Deposição de Material

Para simulações de solda ponto esse efeito não ocorre, no entanto na solda por arco elétrico sua influência varia conforme as proporções do cordão em relação à espessura do metal base. Esse efeito também tem grande influência em simulações tridimensionais, pois a rigidez do conjunto é baixa no início da soldagem e vai aumentando à medida que as chapas são unidas.

O efeito da deposição de material não foi considerado nesta análise, devido a limitações do *software* que não é capaz de aplicar funções de *birth'n'death*, ou ativação/desativação de elementos, quando mais de um passo de carregamento é usado. Rodeiro (2002) também foi

forçado a desconsiderar este fenômeno, pois adotou um modelo axissimétrico para o cálculo das tensões.

Devido às dimensões do cordão de solda, usado por Zhang (2004) em seu trabalho de medição de tensões residuais serem sensivelmente menores que o metal base, pode-se desprezar a influência que sua rigidez e capacitância térmica terão nos resultados finais.

4.2 Calor Latente

Durante as mudanças de fase ocorre a liberação/absorção de calor que afetam o balanço de energia. O calor latente pode ser considerado a energia acumulada na poça de fusão quando ocorre aquecimento. Numericamente essas mudanças são consideradas através da curva entalpia x temperatura. Como a mesma depende da temperatura, o problema torna-se não linear, dificultando a obtenção dos resultados, Rodeiro, 2002. Neste trabalho a entalpia utilizada para a análise de solda a arco elétrico foi a do aço AISI 308, pois não se encontrou dados para o tipo AISI 316L. Devido à semelhança entre a composição química destes dois aços esta aproximação não deverá afetar os resultados.

4.3 Condições de Contorno

As condições de contorno em uma análise de soldagem podem variar de caso para caso. A maneira como a peça for fixada irá ditar tais condições. No entanto na análise térmica, as condições são praticamente iguais para uma solda ponto ou por arco elétrico, e não apresentam grandes dificuldades de modelagem.

4.3.1 Condições de Contorno Elétricas

Para a simulação de solda ponto, condições de contorno elétricas devem ser aplicadas. Aqui a única dificuldade é como modelar a senóide que representa a corrente alternada da rede elétrica. Uma função dependente do tempo deve descrever essa corrente e ser aplicada ao topo de um dos eletrodos. Para fechar o circuito elétrico, no eletrodo contraposto, seu extremo deve ter potencial elétrico zero.

Sendo esse o principal carregamento da análise térmica para solda ponto, vale ressaltar que o incremento de tempo escolhido para a análise transiente deve ser capaz de representar essa senóide adequadamente.

4.3.2 Condições de Contorno Térmica

Em uma análise térmica as condições de contorno podem ser de convecção ou radiação. Francis, 2002, usa um coeficiente de convecção dependente da temperatura e modela transferências de calor por radiação, usando apenas a relação de Stefan-Boltzman e assumindo apenas transferências das superfícies para o ar. Rodeiro, 2002 e Wu et al., 2001, desprezam a radiação afirmando que a influência da mesma é muito pequena, pois o metal só fica em altas temperaturas por poucos instantes além de suas dimensões serem sensivelmente menores que a do metal base.

Nas simulações realizadas a influencia da transferência de calor por radiação foi desprezada. Apenas usou-se um coeficiente de convecção dependente da temperatura como mostra a figura 4.6.

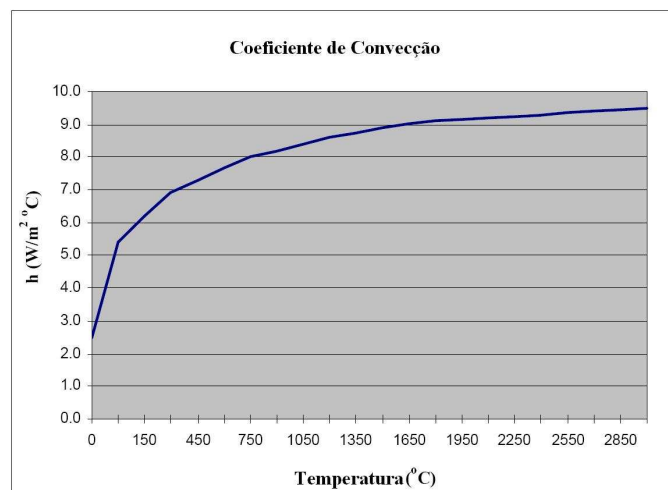


Fig. 4.6 coeficiente de convecção.

5 ANÁLISE MECÂNICA

Três grupos de equações descrevem o comportamento mecânico dos sólidos elásticos num total de quinze equações independentes. Essas formam um sistema de equações usado para resolver o problema de elasticidade e descobrir o campo de deslocamentos em um sólido contínuo.

- Equilíbrio de Forças – Três equações Independentes

$$\sigma_{ij,j} + F_i = \rho \partial_{tt} u_i \quad (24)$$

- Relação Constitutiva. – Seis Equações relacionando tensões e deformações

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}(E, \nu, T, h, \sigma_e) \varepsilon_{kl} \quad (25)$$

- Relações entre Deformações e Deslocamentos. – Seis Equações relacionando deslocamentos e deformações.

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}(u_{j,i} + u_{i,j}) \quad (26)$$

Para materiais elásticos lineares a solução dessas equações é relativamente simples. Quando plasticidade e grandes deslocamentos devem ser incluídos na análise essas equações têm alguns de seus termos modificados. A seqüência desse capítulo mostra como as alterações atuam nessas três relações básicas vistas acima, este é um compilado de Bittencourt E. e ANSYS, 1995.

5.1 Modelagem do Material

Várias leis de comportamento material podem ser empregadas neste tipo de simulação. A escolha deve ser baseada nos resultados esperados da simulação, tipo de solda e material base. Se o objetivo for encontrar a influência das tensões residuais em uma região fora da solda sujeita a trinca, podem-se supor algumas simplificações: as propriedades materiais podem ser independentes da temperatura, pode-se desprezar o efeito de deposição de material e pode-se

ignorar contração volumétrica causada pela mudança de fase. Essas hipóteses são viáveis, pois suas influências só contribuem para as tensões próximas ao cordão de solda.

Se o objetivo for encontrar a proporção de martensita na ZAC, então serão necessários modelos metalúrgicos e o conhecimento do diagrama de fase do material para obter bons resultados.

Um dos objetivos deste trabalho é validar a análise comparando os resultados com referências experimentais para o caso de arco elétrico e, numéricas para o caso da solda ponto. Para isso adotou-se as seguintes hipóteses que serão comentadas mais adiante.

- Propriedades do material base, ZAC e metal de solda, dependentes da temperatura.
- Propriedades da ZAC, material de fusão, iguais ao material base.
- Plasticidade bi-linear com endurecimento isotrópico.
- Desprezadas variações de volume devido a mudanças na estrutura cristalina.
- Desprezada a contração/expansão volumétrica durante mudanças de fase, (coeficiente de dilatação dependente apenas da temperatura).

5.2 Formulação das Relações Constitutivas.

Para metais, a formulação de equações constitutivas para plasticidade é baseada em assumirmos uma decomposição aditiva das deformações. E esta pode ser escrita como:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{ij} = \boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^e + \boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^p + \boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^{th} + \boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^{tp} + \boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{tr} \quad (27)$$

Onde $\boldsymbol{\varepsilon}_{ij}$ é a deformação total, $\boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^e$ é a deformação elástica, $\boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^p$ a plástica, $\boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^{th}$ a componente térmica, $\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{tr}$ a componente por mudança metalúrgica e $\boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^{tp}$ a deformação plástica induzida por transformação.

A fração elástica da deformação pode ser determinada usando o módulo de elasticidade do material. Se o estado de tensões estiver dentro da superfície elástica a Lei de Hooke fornece:

$$\boldsymbol{\sigma}_{ij}^e = E(T) \boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^e \quad (28)$$

A componente térmica pode ser obtida pela relação:

$$\varepsilon_{ij}^{th} = \alpha_{ij} (T - T_{\infty}) \quad (29)$$

Onde α_{ij} é o coeficiente de expansão térmica. E pela lei de Hooke a tensão pode ser escrita:

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl} = C_{ijkl} (\varepsilon_{kl} - \varepsilon_{kl}^p - \varepsilon_{kl}^{th} - \varepsilon_{kl}^{tp} - \varepsilon_{kl}^{tr}) \quad (30)$$

Onde σ_{ij} é a tensão objetiva e C_{ijkl} o tensor constitutivo elástico.

5.2.1 Comportamento Tensão x Deformação.

Curvas Tensão x Deformação definem o comportamento de uma barra de metal submetida a esforços uniaxiais. Este causa um estado de tensões também unidirecional usado para avaliar a tensão de escoamento e o comportamento do material até a ruptura.

Os modelos que governam esses comportamentos podem ser de três tipos:

- Rígido perfeitamente plástico.
- Elástico perfeitamente plástico.
- Elasto-Plástico com endurecimento.

Onde neste último o endurecimento pode ser linear, multilinear ou não-linear.

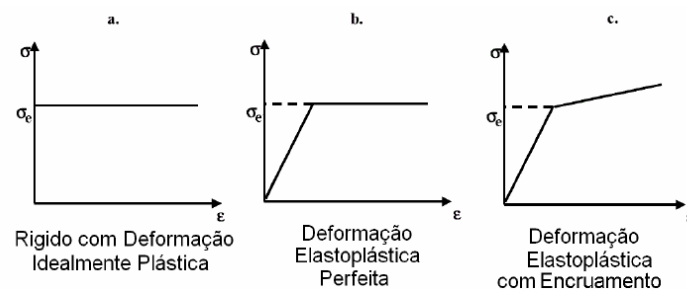


Fig. 5.1 modelos de curvas Tensão x Deformação.

O primeiro despreza deformações elásticas e endurecimento, mais apropriado para simulações como forjamento, onde deformações elásticas podem ser desprezadas por serem muito inferiores as deformações plásticas. O segundo inclui deformações elásticas, mas ignora a influência plástica, mantendo a superfície de escoamento constante. O último caso possui

comportamento idealmente elasto-plástico com encruamento linear. Este modelo é o mais utilizado em simulações de soldagem, pois suas constantes são relativamente simples de se obter. Este ponto é frequentemente ignorado pelos pesquisadores, sua influência nos resultados não costuma ser avaliada, e pode ser fonte de muitas imprecisões encontradas, especialmente para análise de tensões residuais.

No entanto apesar de existirem ainda modelos multilineares ou ainda não lineares da curva tensão/deformação, todos estes esbarram na limitação técnica de se obter dados materiais dependentes de temperatura para serem aplicados nestes modelos.

O coeficiente de Poisson pode ser considerado independente da temperatura, pois em materiais metálicos sua variação é mínima. No entanto o módulo de elasticidade do material depende fortemente da temperatura, e o mesmo deve ser conhecido a fim de se obter bons resultados.

5.3 Plasticidade

5.3.1 Plasticidade Independente da Taxa de deformação – Elasto-Plasticidade

Existem três conceitos fundamentais no modelo de plasticidade independente da taxa de deformação: o critério de escoamento, o modelo de plastificação e o modelo de endurecimento. O critério de escoamento ou superfície de escoamento indica *quando* ocorrem deformações plásticas. O modelo de plastificação fornece *como* o fluxo ou taxa de deformações plástica acontece e o modelo de endurecimento rege a *evolução* da superfície de endurecimento. Um dos requisitos deste modelo de plasticidade é que o estado de tensões nunca pode deixar a superfície de escoamento. Um estado de tensões dentro da superfície indica um estado elástico de tensões. Se o mesmo estiver na superfície de escoamento indica que um processo plástico está acontecendo, podendo se formular as seguintes superfície de escoamento:

$$f = \sigma - \sigma_{esc} \begin{cases} < 0 \text{ Processo Elástico} \\ \equiv 0 \text{ Processo Plástico} \end{cases} \quad (31)$$

Onde σ_{esc} é a tensão de escoamento. A tensão de escoamento, ou limite de proporcionalidade, depende da temperatura e sua evolução depende do modelo de endurecimento usado, conforme será visto com mais detalhes nas próximas seções. O critério de escoamento f

pode ser de vários tipos. Aqui usaremos o Critério de Von Mises, e o limite elástico fica estabelecido como:

$$f = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ij} - \frac{1}{3} \sigma_e^2 \quad (32)$$

Onde s_{ij} é o tensor tensão desviador.

A direção que a plastificação ocorre, é ditada pela regra de fluxo. Para materiais metálicos em regime de pequenos deslocamentos, a função potencial plástica g é igual à superfície de escoamento f . Esta relação é denominada regra de fluxo associada e é dito que a direção de plastificação é normal a superfície de escoamento. E a fração de deformação plástica é escrito como:

$$d\varepsilon_{ij}^{pl} = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad (33)$$

Onde λ é uma constante positiva dependente das propriedades materiais. Para um material elasto-plástico perfeito e para o caso da superfície de Von Mises ser usada como critério de escoamento λ pode ser descrito como:

$$\lambda = \frac{3G s_{ij} s_{kl}}{\sigma_e^2} \quad (34)$$

5.3.2 Plasticidade Dependente da Taxa de deformação - Visco Plasticidade

A plasticidade dependente da taxa de deformação, também chamada de Visco Plasticidade, tem um modelo constitutivo muito semelhante ao usado em Plasticidade. A principal diferença é a influência do tempo, pois agora levamos em conta não apenas o valor da deformação, mas a taxa de deformação que esta ocorrendo. Para este modelo, a um mesmo valor de deformação, um aumento na taxa de deformação gera agora um aumento de tensão no material. Outra diferença é que agora o estado de tensão não precisa estar sempre dentro da superfície de escoamento, o material pode plastificar sem que a superfície de escoamento acompanhe o estado de tensões. Este modelo de plasticidade é muito aplicado em problemas de fluência em metais. A deformação visco-plástica pode ser definida por:

$$d\varepsilon_{ij}^{vp} = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} = d\lambda \varepsilon N_{ij} = \Lambda N_{ij} \quad (35)$$

Onde:

$$\Lambda = \sqrt{\frac{3}{2}} \left\langle \frac{\bar{\sigma} - \sigma_e}{\eta (\bar{\varepsilon}^{vp})^{1/n}} \right\rangle^m \quad (36)$$

Sendo m o expoente de viscosidade, n o expoente de endurecimento viscoso e η é a viscosidade.

A influência temporal é vista no termo na deformação visco plástica equivalente, $\bar{\varepsilon}^{vp}$, que tem a forma:

$$\bar{\varepsilon}^{vp}(t) = \bar{\varepsilon}^{vp}(t_0) + \int_0^t \dot{\bar{\varepsilon}}^{vp} dt \quad (37)$$

Em visco plasticidade, uma superfície de potencial elástico é usada como referência. Um estado de tensões dentro dessa superfície implica que um processo elástico está ocorrendo. Se o estado de tensão sai dessa superfície, o mesmo adentra a superfície de fluxo plástico e indica um processo de plastificação. A taxa de deformação plástica é função da distância entre a superfície elástica e o estado de tensões.

Nas simulações executadas neste trabalho o modelo de visco-plasticidade não foi utilizado, uma vez que após varias tentativas este modelo não permitiu que as análises convergissem.

5.3.3 Modelos de Encruamento

Em materiais elasto-plásticos com endurecimento, a tensão de escoamento, ou limite elástico, modifica-se com o encruamento. Para valores de tensão acima da tensão de escoamento, curvas elasto-plásticas com endurecimento podem ser representadas através da equação:

$$\sigma = \sigma^e + h\varepsilon^{pl} \quad (38)$$

Onde σ é o valor tensão, h é o módulo de endurecimento.

Ao adotar esse modelo, mais duas hipóteses entram em questão, endurecimento isotrópico e cinemático. No modelo isotrópico a elipse de Von Mises, área que delimita o comportamento elástico está sempre centrada na origem e se expande à medida que deformações plásticas acontecem. Na hipótese cinemática a superfície permanece sempre com o mesmo tamanho, porém se desloca no espaço de tensões em função das deformações, voltando sempre para origem quando descarregado. Vemos abaixo uma ilustração dessas hipóteses.

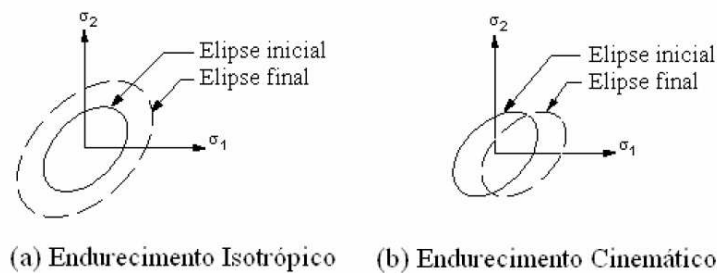


Fig. 5.2 modelos de encruamento.

No modelo isotrópico o material apresenta o mesmo comportamento em carga e descarga. Existe portanto um aumento uniforme da tensão de escoamento. E o módulo de endurecimento é dado por:

$$h_{iso} = \frac{E E^{T,iso}}{E + E^{T,iso}} \quad (39)$$

Onde E é o módulo de elasticidade do material e $E^{T,iso}$ é o módulo plástico.

Materiais com Endurecimento cinemático, uma vez que o material se deforma plasticamente, em tração ou compressão, na reversão da carga o escoamento ocorrerá em valores menores. Esse fenômeno é conhecido por Efeito Bauschinger e é causado pela heterogeneidade do material. Para este modelo o módulo plástico é chamado de $E^{T,cin}$ e o módulo de endurecimento é dado por:

$$h_{cin} = \frac{E E^{T,cin}}{E + E^{T,cin}} \quad (40)$$

Neste trabalho, como não ocorrem muitos ciclos de deformações, utilizar-se-á o modelo isotrópico. Já em simulações onde vários passes são realizados, o modelo cinemático é mais apropriado.

5.4 Plasticidade Induzida por Mudança de Fase Metalúrgica e por Deformação Plástica

A plasticidade induzida por transformação de fase na estrutura do material é definida como uma deformação plástica anômala observada quando transformações metalúrgicas acontecem sob tensões muito menores que a tensão de escoamento. Este fenômeno, conhecido por mecanismo de Greenwood-Johnson, ocorre devido às tensões que reorientam as deformações plásticas de forma que outras deformações ocorrem além da mudança de volume. Se durante o resfriamento não houver tensões externas, a orientação das deformações plásticas é distribuída aleatoriamente, e apenas variações volumétricas são observadas.

Estudos recentes, como visto por Yao et al., 2004, mostram que essa plasticidade induzida tem grande influência sobre as tensões residuais e distorções de processos de soldagem e em tratamentos térmicos, especialmente em áreas próximas a ZAC.

Existem dois métodos de introduzir a plasticidade induzida na modelagem do problema: no primeiro usa-se uma tensão de escoamento muito baixa durante as transformações, e o segundo adiciona mais uma deformação para representar o aumento de contração ou dilatação do material à medida que ele sofre transformações. Para baixos valores de tensão, a taxa de deformação plástica induzida por plasticidade pode ser generalizada por:

$$\dot{\varepsilon}^{tp} = \frac{3}{2} K^{tp} f'(X_M) \dot{X}_M S \quad (41)$$

Onde K^{tp} é a constante de plasticidade de transformação, S é o tensor desviador das tensões, e $f(X_M)$ uma função da fração de volume martensítico. X_M . Mais detalhes sobre esse modelo pode ser encontrado no artigo de Yao et al., 2004.

Para o cálculo dessas taxas de deformação, a taxa de deformação térmica $\dot{\varepsilon}_{ij}^{th}$ deve ser montada como o sistema junto com a taxa de deformação por mudança de fase metalúrgica. E pode-se expressar este por:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{tr} = \beta_{A-B} \dot{X}_M \cdot \bar{\mathbf{I}} \quad (42)$$

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ij}^{th} = (X_A \alpha_A + X_M \alpha_M) \Gamma \cdot \bar{\mathbf{I}} \quad (43)$$

Onde β_{A-B} é a dilatação devido à mudança martensítica, $\bar{\mathbf{I}}$ é o tensor identidade de segunda ordem e X_A, X_M a fração de volume austenítico e martensítico, respectivamente, onde X_M é da forma:

$$X_M = 1 - \exp[-0.011(T_{MS} - T)] \quad (44)$$

Sendo T_{MS} é a temperatura de transformação martensítica.

Uma abordagem simples para simular as transformações metalúrgicas é o uso de diferentes curvas de entalpia x temperatura e condutividade x temperatura na ZAC. Programas como o CODE_ASTER utilizam essa abordagem, e calculam as proporções de cada fase na ZAC em um pós-processamento dos resultados da simulação térmica. Como comentado no início do capítulo, a influencia das transformações metalúrgicas foi ignorada, pois não foi possível incluí-las no modelo de elementos finitos.

Percebe-se que apesar de existirem muitos modelos materiais, todos sofrem do mesmo problema no momento de serem aplicados: falta de dados. Este fato limita as opções disponíveis para a análise e exige do analista uma vasta pesquisa de dados antes da execução da análise.

5.5 Condições de Contorno

Para aplicar as condições de contorno estruturais é necessário que se tenha em mente a forma final que o componente pode assumir. A escolha de vinculações que empecam o movimento natural do componente durante o resfriamento pode alterar o campo de tensões residuais.

5.5.1 Soldagem por Resistência

Para a análise de soldas ponto, a pressão dos eletrodos tem um importante papel nos resultados. A resistência elétrica depende fortemente deste, e seu comportamento ao longo da soldagem deve representar adequadamente as etapas da soldagem. Antes da corrente elétrica ser aplicada, os eletrodos já devem estar pressionando as chapas, sendo necessário programar essa seqüência durante a execução da simulação. A pressão aplicada deve continuar até aproximadamente 0.3 segundos após a corrente elétrica ter sido desligada, variando de caso para caso.

Na prática, após a solda ter sido realizada não existe mais forças atuando, porém a análise deve seguir durante o resfriamento apenas com restrições para evitar movimento de corpo rígido. Isso é necessário para que toda deformação térmica se transforme em deformações elásticas e/ou plásticas que produziram as tensões residuais e distorções, quando o corpo alcançar a temperatura ambiente.

5.5.2 Condições de contorno Globais no Modelo Local

Simulações que envolvem o comportamento de uma estrutura de grande porte, e possui várias soldas na sua construção são analisadas usando a metodologia Global/Local. Neste os resultados da análise local, ou seja, a simulação efetiva da soldagem é aplicada em um modelo global da estrutura. Geralmente esse modelo é construído usando uma teoria simplificadora do tipo placas e cascas, e os resultados devem ser convertidos de um modelo sólido para este. Comparado com elementos sólidos, elementos de casca reduzem o número de graus de liberdade sensivelmente, além de representarem o comportamento de flexão de chapas mais precisamente que elementos sólidos.

No caso de uma análise deste tipo, não se pode mais considerar que a simulação de uma solda representa o que ocorre em todas as outras, pelo menos não a análise estrutural. Na análise térmica, a estrutura como um todo por variar de temperatura, mas esta não alterará violentamente o campo de temperaturas entre a primeira e a última solda.

A análise estrutural por outro lado deve levar em conta o fato de que à medida que se solda a estrutura global, além de ser distorcida, esta vai aumentando de rigidez e a configuração inicial já não é mais a mesma da configuração final. Para contabilizar esses efeitos, ainda não é viável construir todo o modelo global com o mesmo refinamento do modelo local, e uma

abordagem simplificadora chamada Subestruturação, ou *Substructuring*, deve ser usada. Como visto por Andersen, 2000. Nesta abordagem, cada passo de soldagem é feito no modelo local, onde são aplicados os campos de temperatura. Porém este modelo local está inserido no modelo global, representado por super elementos ao seu redor, ou seja, ele é uma subestrutura. Após cada soldagem, o modelo global é atualizado com os deslocamentos obtidos da primeira análise e um novo modelo local é extraído deste. A análise é refeita, porém inserindo o modelo local em um novo super elemento que foi atualizado. Esse ciclo continua até a última soldagem ter sido realizada. Este método que a análise da soldagem possa ter condições de contorno mais fiéis a realidade.

Engastar ou apoiar os extremos de uma chapa a ser soldada, pode produzir na solda, tensões residuais muito mais altas que o esperado, pois não estaremos contabilizando a liberdade de deslocamento que a flexibilidade do resto da estrutura proporciona. Da mesma forma, uma simulação onde apenas movimento de corpo rígido é restringido, resultará em tensões residuais baixas e deslocamentos exacerbados.

5.6 Subestruturação

Em modelos numéricos onde muitos graus de liberdade tornam as simulações muito demoradas, um recurso disponível é dividir o modelo em sub-partes. Esse recurso permite resolvermos um problema complexo por partes e depois junta-las para obter o resultado final.

Matematicamente, uma subestrutura é uma parte já resolvida das equações estruturais. Fisicamente ela significa parte da malha de elementos finitos que descreve uma ou mais partes da estrutura analisada. Abaixo é derivada a matriz equivalente da subestrutura, onde o sistema de equações:

$$[K]\{q\} = \{Q\} \quad (45)$$

É rearranjado da forma:

$$\begin{bmatrix} \{K_{mm}\} & \{K_{ms}\} \\ \{K_{sm}\} & \{K_{ss}\} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{q_m\} \\ \{q_s\} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \{Q_m\} \\ \{Q_s\} \end{Bmatrix} \quad (46)$$

Isolando q_s e substituindo no sistema acima temos a matriz de rigidez da subestrutura da forma:

$$\left[[K_{mm}] - [K_{ms}] [K_{ss}]^{-1} [K_{sm}] \right] \{q_m\} = \{Q_m\} - [K_{ms}] [K_{ss}]^{-1} \{Q_s\} \quad (47)$$

Onde o lado esquerdo da igualdade é a matriz de rigidez e o direito o vetor de força equivalente, os sub-índices m e s equivalem aos nós mestres (*master*) e escravos (*slave*), respectivamente. Nós ditos “mestres” são os nós da interface do super-elemento, e os escravos são nós interiores. A figura 5.3 ilustra a aplicação de subestruturação de uma aeronave, onde partes da mesma podem ser calculadas separadamente, por diferentes setores de engenharia simultaneamente e depois agrupados para formar o resultado do conjunto.

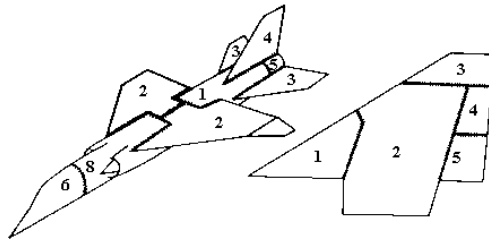


Fig. 5.3 aeronave dividida em subestruturas.

É interessante notar que como essa substituição se baseia em operações de álgebra linear, o comportamento da subestrutura não pode conter não linearidades. Para simulações de soldagem pode-se concluir que as deformações no modelo global são todas lineares elásticas, e logo o método de subestruturação se aplica.

6 EXEMPLOS DE SIMULAÇÃO DE SOLDAGEM

Neste capítulo a revisão teórica vista anteriormente será posta em prática em dois exemplos de soldagem. O primeiro será uma simulação de soldagem por arco elétrico, envolvendo análise térmica e mecânica que será comparada com medições experimentais realizados por Zhang et al., 2005. O segundo será uma análise axissimétrica térmica e mecânica de uma solda ponto por resistência. Os resultados da última serão comparados com o trabalho de Tsai et. al., 1991.

6.1 Exemplo de Soldagem por Arco Elétrico

Este exemplo de soldagem será realizado com objetivo de encontrar as tensões residuais induzidas por um cordão de solda sobre uma placa de aço inoxidável. Este foi o caso estudado por Zhang et al., 2005, e foi escolhido por ser a melhor medição de tensões residuais encontrada na literatura.

No experimento conduzido por Zhang, um cordão de solda de comprimento igual a 66 mm foi depositado sobre uma placa metálica de aço inoxidável austenítico, AISI 316L. As dimensões do corpo de prova são: 179 mm x 120 mm x 17 mm. A solda, executada manualmente, tem largura de 8 mm e 2 mm de altura e a medição das tensões residuais foi feita numa seção transversal conforme a figura 6.1.

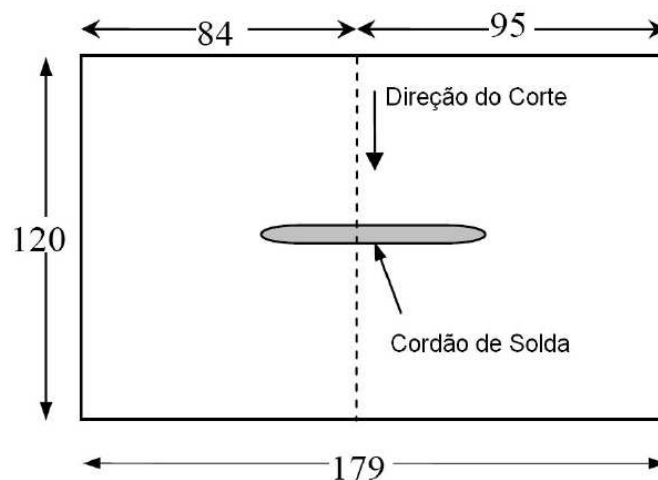


Fig. 6.1 dimensões do corpo de prova e posição do corte para medição das tensões.

As propriedades dependentes da temperatura foram extraídas de artigos da literatura. Buscou-se usar referências que aproximassem ao máximo o material utilizado. Essas propriedades são ilustradas aqui a fim de mostrar ao leitor o grau de não linearidade que a dependência com a temperatura causa à simulação.

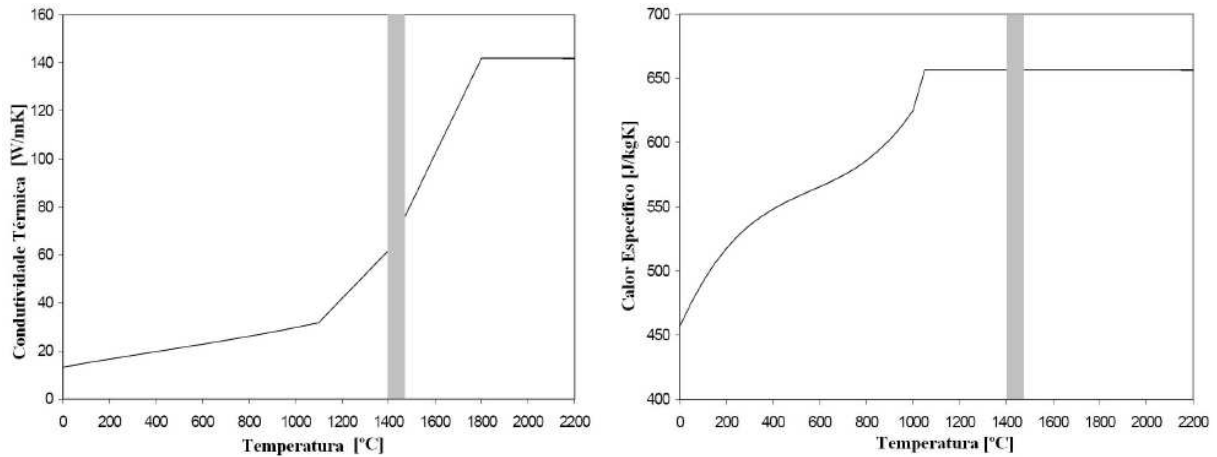


Fig. 6.2 condutividade e calor específico.

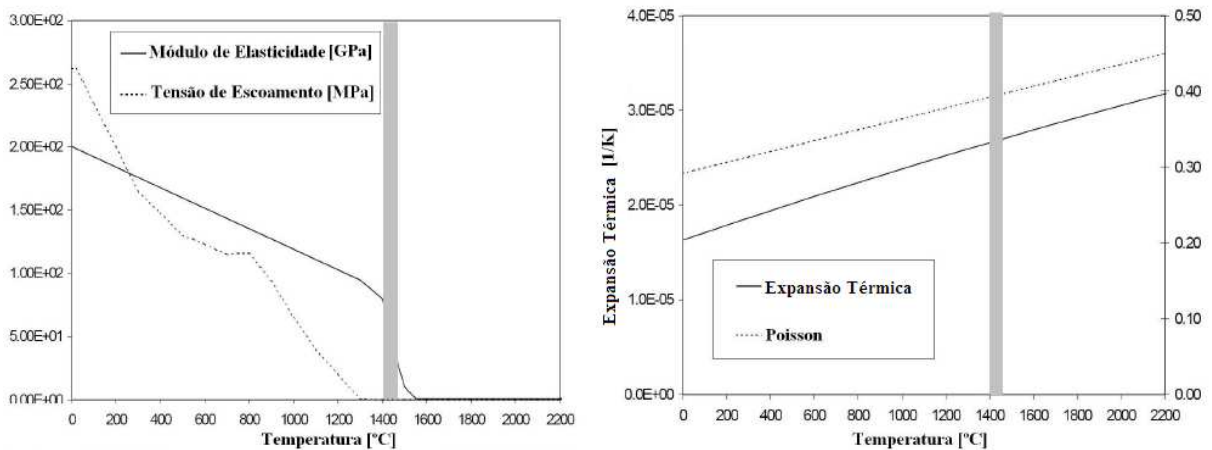


Fig. 6.3 módulo de elasticidade, tensão de escoamento, coef. de Poisson e expansão térmica.

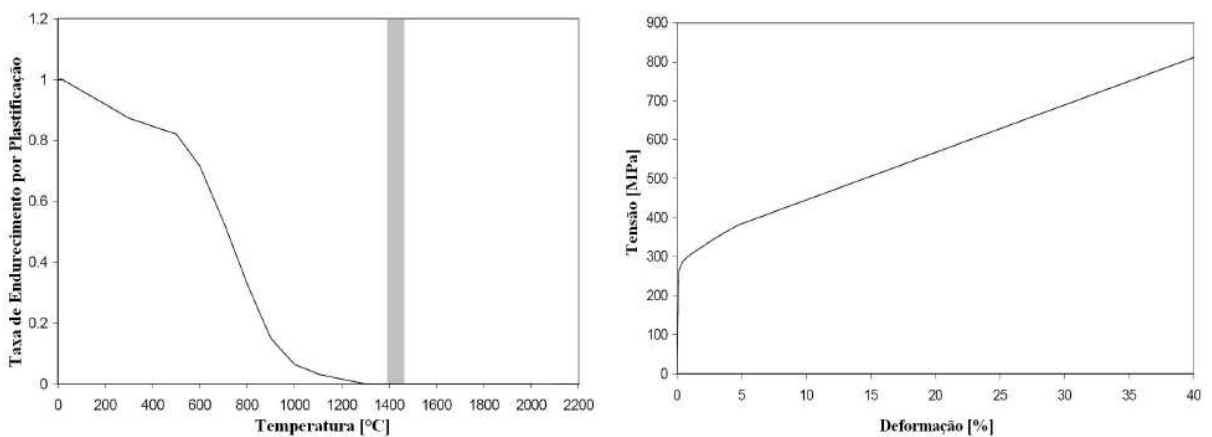


Fig. 6.4 relação de endurecimento e curva tensão/deformação a temperatura ambiente.

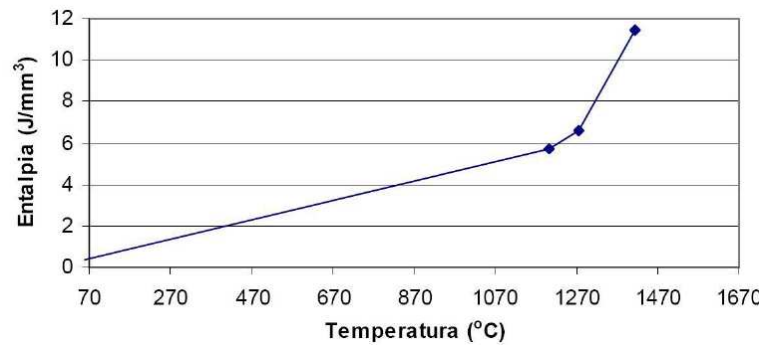


Fig. 6.5 entalpia do aço AISI 308 em função da temperatura.

6.1.1 Simplificações e Discussão

Para uma análise bem sucedida, a escolha das simplificações adotadas deve ser cuidadosa, antevendo a influência que estas terão no comportamento físico do fenômeno que estamos analisando. Esta seção vem a esclarecer as escolhas adotadas neste exemplo de soldagem, bem como comentar experiências mal sucedidas.

Por se tratar de uma solda linear e de pouca penetração, escolheu-se simplificar o problema usando a hipótese de estado plano de deformação. A escolha é principalmente baseada no fato da chapa ser espessa, e julga-se que a flexão causada no eixo transversal a solda, Fig. 3.2 (d), pode ser desprezada, pois a inércia da seção irá resistir suficientemente a este modo de flexão. Esta é uma das simplificações mais fortes adotadas em toda simulação, pois restringe a peça ignorando modos de deformação que possam ocorrer. Em função deste a simulação diminui de complexidade sensivelmente. A redução do número de graus de liberdade permite simulações muito mais ágeis e economicamente viáveis até para computadores pessoais de baixo desempenho. Outra hipótese simplificadora aplicada foi usar o plano de simetria longitudinal do modelo e analisar apenas metade do sólido, reduzindo pela metade o número de graus de liberdade sem perda de precisão.

Na análise térmica, diversas formas de aquecimento foram experimentadas. Tentou-se aumentar o nível de complexidade da fonte de calor até que os resultados da distribuição de calor tivessem um comportamento realístico. Primeiramente aplicou-se a área equivalente ao cordão de solda, a temperatura de fusão do material pelo tempo de deslocamento do arco. Essa abordagem aquecia demasiadamente o centro do modelo, que se desestabilizou na análise estrutural. A tentativa do uso da função trapezoidal de calor mostrou que é difícil estimar em qual área a mesma deve ser aplicada. Colocando o calor gerado apenas no cordão de solda, não

aqueceu suficientemente o modelo, mostrando que desprezar o calor inserido no metal base pelo arco de solda não era realístico. Por fim adotou-se uma fonte de calor tridimensional visto na seção 4.1.1.3 Frequentemente usada em simulações 3D, esta abordagem mostrou ser fundamental para obtenção de bons resultados. Felizmente dados de Zhang et al., 2005, permitiram calibrar os parâmetros da fonte de calor, fato que necessitaria de experimentos caso fosse simulada uma soldagem inédita.

Uma simplificação testada, porém descartada, foi o desprezo da influência do calor latente. Apesar do aço não ter um ponto de fusão fixo, por se tratar de um material heterogêneo, sua fusão ocorre dentro de uma faixa de temperatura conhecida. A diferença de entalpia existe entre essas temperaturas permite que a poça de fusão fique dentro da temperatura de líquido do metal. Tentativas de desconsiderar este produziram temperaturas altíssimas, completamente irrealistas.

Variações das condições de contorno foram tentadas. Sendo que a peça esta sujeita à convecção livre, apenas áreas onde a temperatura é muito alta o coeficiente de convecção muda sensivelmente. Por completeza usou-se um coeficiente dependente da temperatura, no entanto a tentativa com coeficiente constante mostrou praticamente os mesmos resultados. A perda de calor por radiação não foi estudada, pois inúmeros autores afirmaram ser irrelevante para a distribuição de temperaturas.

A modelagem estrutural foi feita escalando-se o nível de complexidade até que os resultados fossem aceitáveis. A dependência do modulo de elasticidade com a temperatura se mostrou imprescindível. Como as tensões são diretamente dependentes do mesmo, apenas incluindo-se a curva vista na Fig. 6.3 é que os resultados convergiram para valores próximos aos obtidos por Zhang et al. Como mostra a Fig. 6.4, a curva tensão/deformação do material pode ser bem representada usando um modelo linear elasto-plástico com endurecimento linear, como discutido na seção 5.2.

Ao contrário do modulo de elasticidade, o coeficiente de Poisson e de expansão térmica têm uma leve dependência térmica, experimentos com e sem essa dependência mostram pouca ou nenhuma variação nos resultados. Por completeza foi usada no exemplo a curva da Fig. 6.3.

Como foi possível obter as propriedades mecânicas e térmicas do material dependentes da temperatura, julgou-se visualmente que as demais propriedades tinham grande dependência térmica e não poderia ser desprezadas.

O uso do modelo de endurecimento isotrópico ou cinemático, não alterou os resultados de maneira conclusiva. Houve diferença nos valores das tensões residuais obtidas, porém não suficientes para eleger qual dos dois era o mais apropriado. Do estudo bibliográfico

notou-se que soldas realizadas com vários passos freqüentemente usavam o modelo cinemático, enquanto casos com apenas um passe eram feitos com o modelo isotrópico. Pela base teórica vista na seção 5.3.3 pode-se supor que o modelo cinemático é o mais apropriado para casos onde exista reversão na direção das tensões durante os múltiplos passes.

A influência das taxas de deformação não pôde ser avaliada. Simulações com este modelo não convergiram, e um estudo posterior contendo este é sugerido. Haja vista que os resultados mostraram boa correlação com os dados experimentais, e que esse modelo aumentaria a complexidade matemática, desconsiderá-lo parece uma aproximação sensata.

Outra simplificação testada e não aprovada, é o uso da hipótese de pequenos deslocamentos, pois este gerou resultados irrealistas.

6.1.2 Modelo de Elementos Finitos

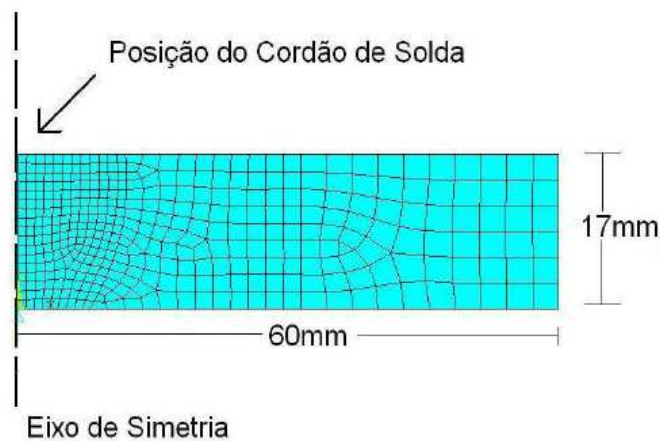


Fig. 6.6 malha de elementos finitos.

A modelagem foi feita usando o código comercial ANSYS 9.0. A malha térmica e estrutural são idênticas, a fim de viabilizar a troca de resultados entre elas. Ela é composta de elementos planos com 4 nós e funções de interpolação bi lineares. A malha é mais refinada na zona próxima ao cordão de solda a fim de reproduzir mais precisamente o gradiente de temperatura que pode chegar a ser de centenas de graus por milímetro. A figura 6.6 mostra a malha de elementos finitos.

A fonte de calor escolhida foi o modelo tridimensional de duplo elipsóide de Goldak. A função foi aplicada na área da solda através de uma tabela tridimensional com valores geração de calor dependentes da equação (10) e (11). Esses dados foram aplicados variando-se o valor de Z

do início do elipsóide até seu fim, simulando a fonte de calor atravessando o plano da seção, a representação deste pode ser observada na Fig. 3.1 (a). Após a passagem da fonte de calor deixou-se a chapa resfriando livremente com condições de contorno convectivas.

Os resultados da análise térmica foram aplicados como carregamento na estrutural, divididos em vários em passos de carga. Esses passos compõem a análise dinâmica, não linear com grandes deslocamentos.

6.1.3 Resultados

O histórico de temperaturas para um ponto na superfície da solda é mostrado na figura 6.7. A figura mostra o rápido aquecimento até o ponto de fusão, seguido por um decaimento logarítmico até a temperatura ambiente, como é esperado para este tipo de resfriamento.

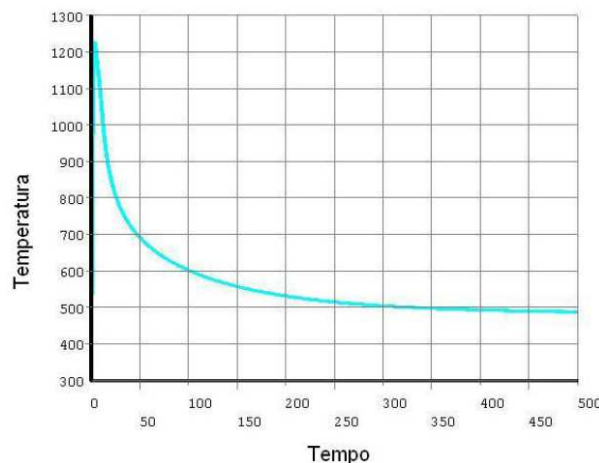


Fig. 6.7 histórico de temperatura, valores em kelvin e segundos.

Este é um resultado interessante, também do ponto de vista estrutural. Curvas de decaimento térmico ao longo do corpo soldado podem, junto com o diagrama de fase do material, indicar onde o material se encontra normalizado, ou seja, teve sua tensão de escoamento reduzida. Análises globais por elementos finitos podem mais precisamente escolher as zonas afetadas pelo calor e calcular margens de segurança mais realistas.

O comportamento da deformada pode ser visto na figura 6.8, que ilustra os deslocamentos em uma escala de cores mínima e máxima, indicada pelas cores azul e vermelha, respectivamente. Os valores calculados estão em metros, e o comportamento reflete o esperado, segundo a figura 3.2 (e). Encontrou-se um deslocamento máximo de 0.11 mm, relativamente pouco devido às dimensões da peça, porém em chapas maiores e mais finas esse deslocamento

na ponta das chapas seria maior, retirando o componente de suas tolerâncias aceitáveis. Outro fato que se deve atentar é que a hipótese de estado plano de deformações restringe o modo como o corpo sofre deformação, ou empena, impedindo o modo (d) visto na figura 3.2.

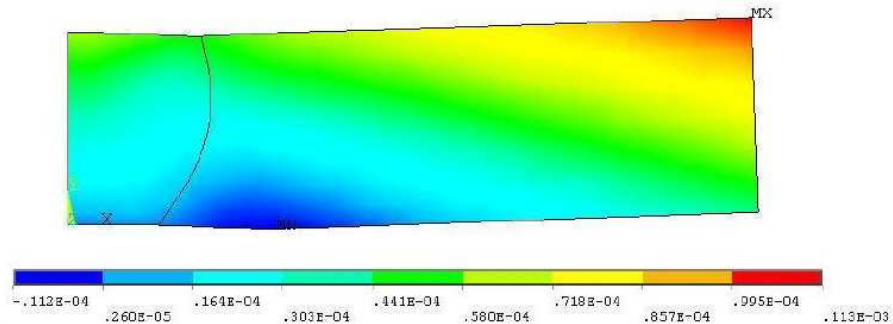


Fig. 6.8 deslocações após 2000s, valores em metros.

As figuras 6.9 e 6.10 ilustram as tensões residuais longitudinais e transversais, respectivamente, após 2000 segundos. Podem-se ver tensões de tração no cordão de solda, causadas pelo resfriamento, e tensões compressivas longe do mesmo.

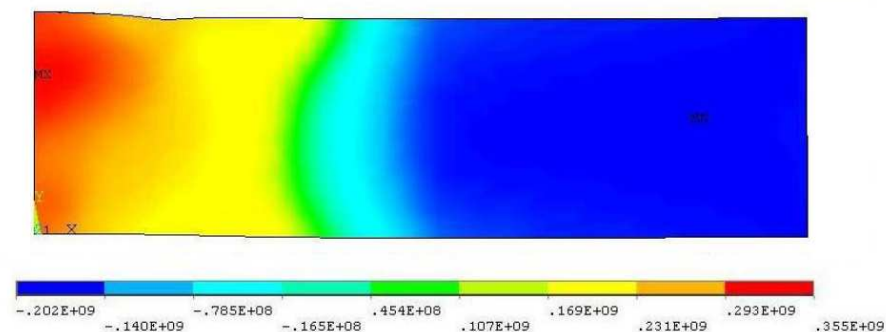


Fig. 6.9 tensões longitudinais, S_{33} , valores em pascais.

Nota-se na figura 6.9 que as tensões no cordão de solda equivalem à tensão de escoamento do material, aumentada pelo modelo de encruamento utilizado, é um processo térmico de alívio de tensões deveria ser aplicado para remover as tensões e reduzir o empenamento da chapa.

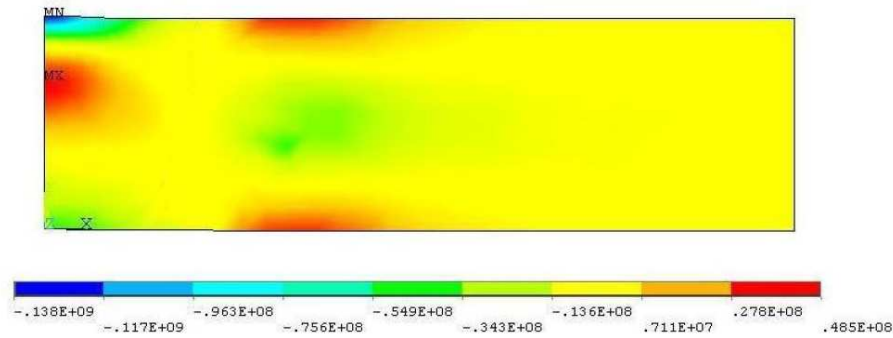


Fig. 6.10 tensões transversais, S_{11} , valores em pascais.

O resultado experimental obtido por Zhang et al., 2004, é visto na figura 6.11. Percebe-se boa correlação entre os valores de pico, 355 MPa no modelo numérico, contra 328 MPa do resultado experimental. Nos extremos da chapa encontramos -202 MPa no modelo numérico e -221 no modelo de Zhang enquanto a distribuição difere levemente em algumas áreas. As tensões transversais não puderam ser comparadas, devido a limitações do método de Zhang et al. que apenas mede valores no sentido perpendicular ao corte realizado.

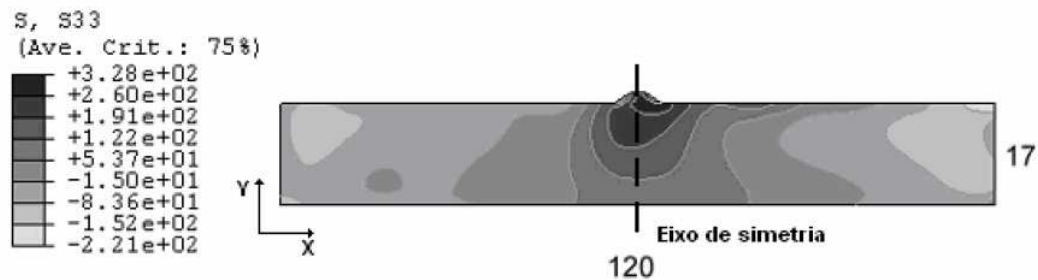


Fig. 6.11 tensões longitudinais obtidas por Zhang et al, valores em MPa.

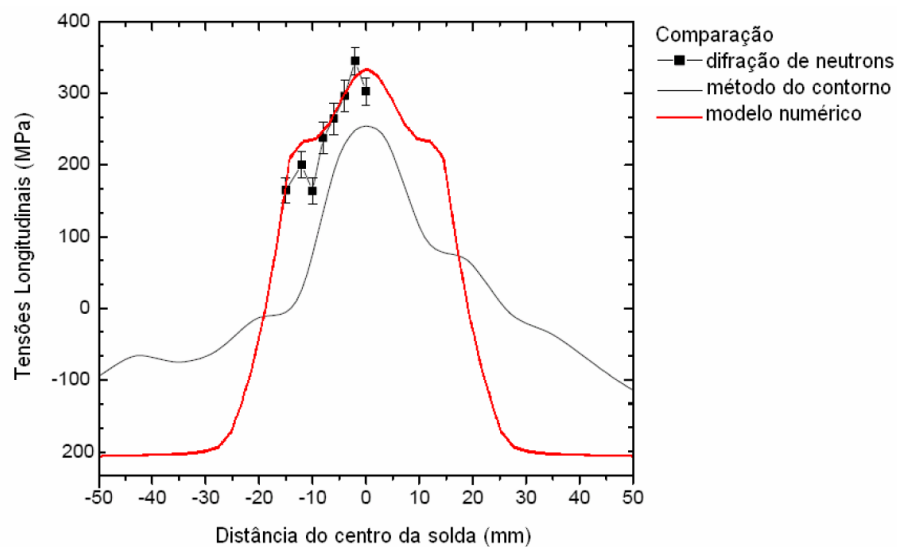


Fig. 6.12 comparação das tensões ao longo da superfície.

6.2 Exemplo de Soldagem por resistência

O objetivo desta simulação é obter o campo de temperaturas, a voltagem e deslocamento do eletrodo ao longo do tempo durante a aplicação de corrente elétrica através de duas chapas metálicas num processo de soldagem por resistência.

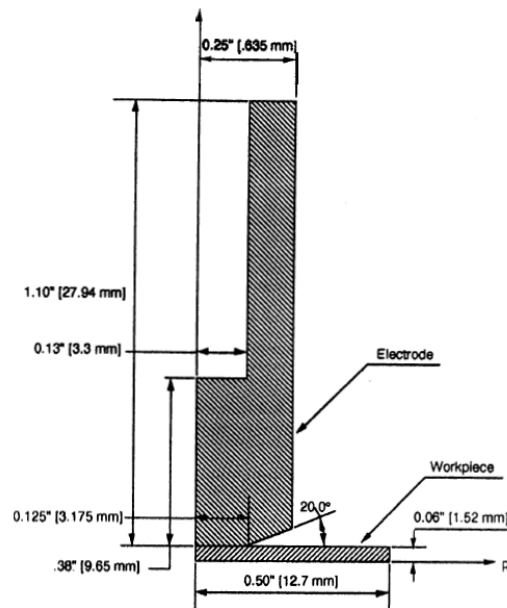


Fig. 6.13 dimensões do espécime usado no estudo de Tsai et al., 1991.

As propriedades dependentes da temperatura foram extraídas de Tsai et al, 1991, e convertidas para o SI. Nesta simulação, são necessárias as propriedades para dois materiais, pois os eletrodos são feitos de cobre, material muito mais condutivo eletricamente e termicamente que o aço. Na página seguinte vemos os dados:

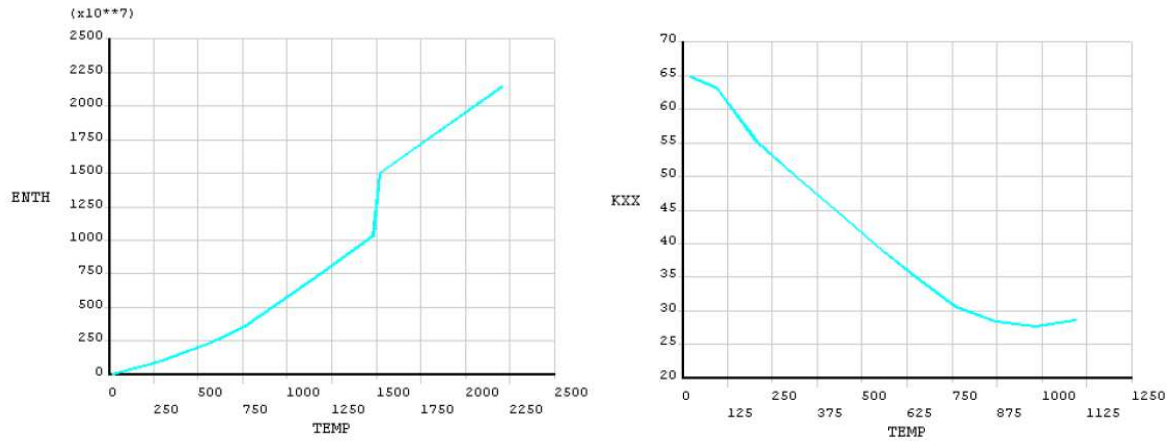


Fig. 6.14 entalpia (J/m³) e condutividade térmica (W/m-°C) do aço.

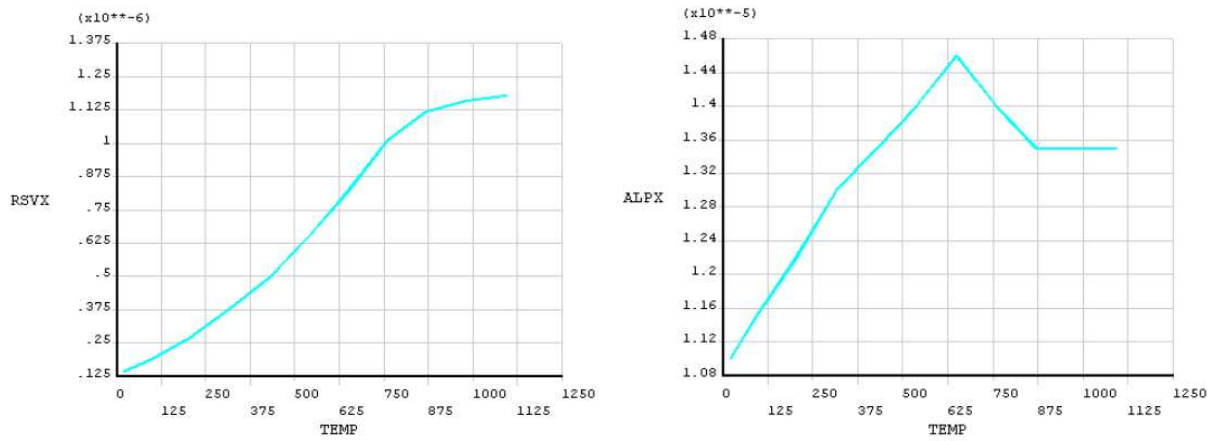


Fig. 6.15 resistividade (Ohm-m) e coef. de expansão térmica (1/°C) do aço.

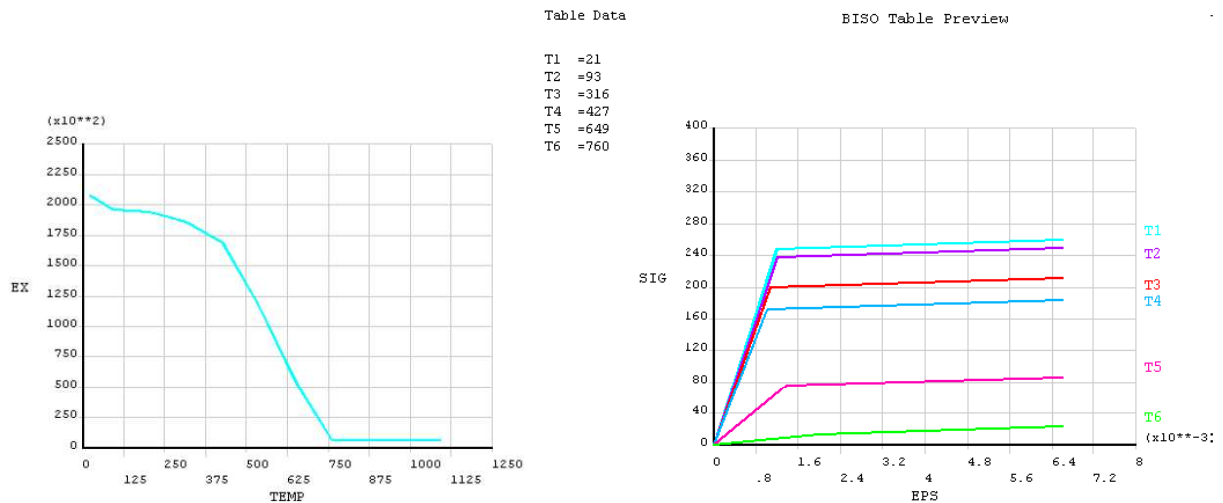


Fig. 6.16 modulo de elasticidade e relação Tensão vs Deformação do aço.

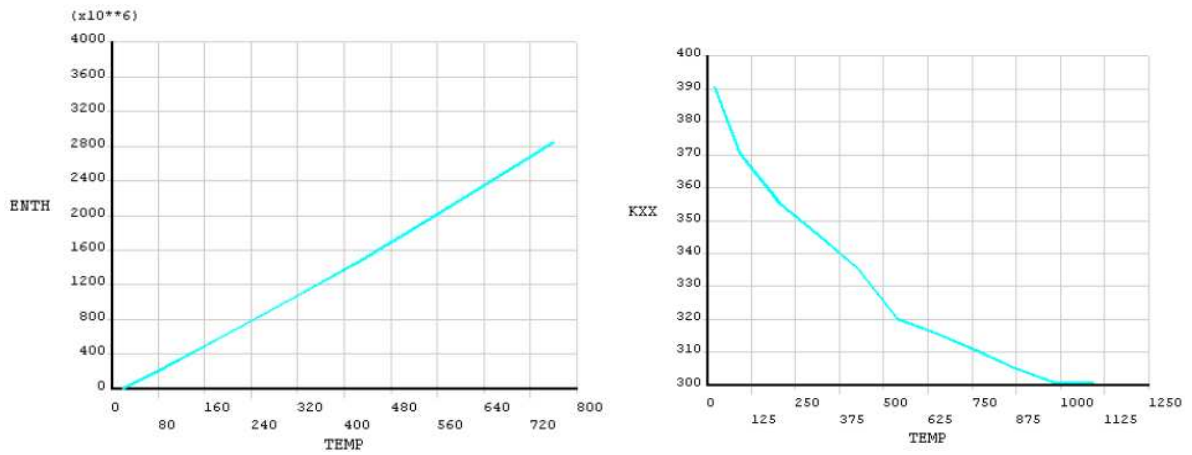


Fig. 6.17 entalpia (J/m^3) e condutividade térmica ($\text{W/m}^\circ\text{C}$) do cobre.

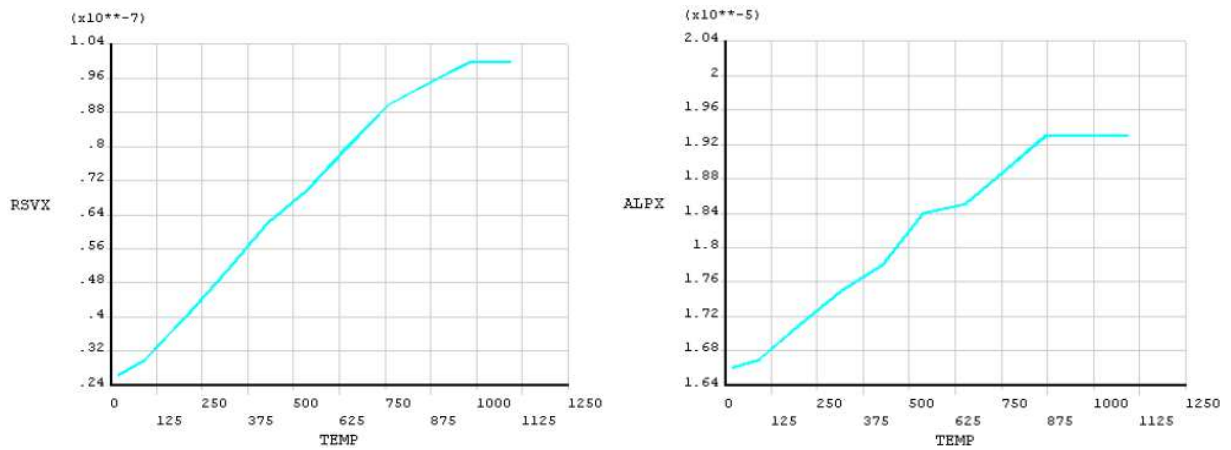


Fig. 6.18 resistividade ($\text{Ohm}\cdot\text{m}$) e coef. de expansão térmica ($1/^\circ\text{C}$) do cobre.

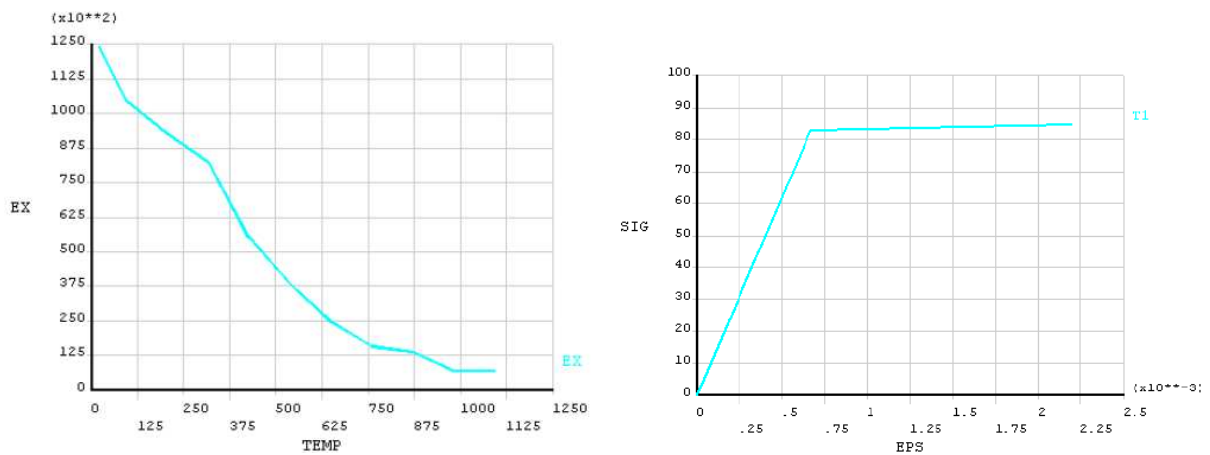


Fig. 6.19 módulo de elasticidade e relação Tensão vs Deformação do cobre.

6.2.1 Simplificações e Discussão

Nesta simulação, muitas definições são semelhantes à simulação de arco elétrico. As simplificações materiais não serão comentadas, pois foram as mesmas usadas anteriormente.

Para o caso de solda ponto, a investigação foi focada em como simular o contato entre as chapas e eletrodo/chapa. Assim como na soldagem por arco elétrico a fonte de calor é vital para se obter bons resultados, este processo também depende fortemente da fonte de calor.

Inicialmente tentou-se aplicar calor à interface assim como foi realizado na soldagem por arco. Esta forma de simular a geração de calor não cria um botão de solda como vemos na Fig. 2.8, e foi logo descartada.

Como o calor gerado pela solda por resistência é devido ao Efeito Joule usou-se uma simulação que acoplasse os efeitos elétricos e térmicos. Usar a análise acoplada, porém ignorando a resistência estática no contato chapa/chapa (ver Fig. 4.4), produziu resultados coerentes. A forma do botão de solda podia ser observada. No entanto as temperaturas não eram altas suficientes para fundir o metal. Esse resultado mostrou que apenas a resistividade da chapa não era suficiente para gerar o calor necessário. A fim de executar a simulação sem o uso de elementos de contato, tentou-se emular a resistividade com pequenos elementos colocados no contato que tivessem propriedades diferentes para forçar a geração do calor. Essa abordagem mostrou que era possível gerar a temperatura necessária para fundir o metal, porém isso acaba aumentando o número de graus de liberdade. Esse aumento no número de elementos também aumentou o tempo computacional, fazendo com que o método perdesse sua atratividade frente ao uso de elementos de contato.

Provando que o uso de elementos de contato era inevitável, buscou-se provar que estes eram apenas necessário no contato chapa/chapa. Observando os deslocamentos durante o aquecimento e resfriamento, notou-se que, com as condições de contorno adotadas, as chapas se tocavam, e além de usar elementos de contato na interface chapa/chapa abaixo dos eletrodos, é necessário que estes cubram toda extensão entre as chapas.

A resistência de contato pode ser calculada usando a equação número (21). Ela fornece valores de resistividade inversamente dependentes da temperatura. Testes usando resistência de contato constante e dependente da temperatura mostraram poucas diferenças. Usou-se um valor médio para esta resistividade que produziu resultados muito próximos aos de Tsai et al., 1991.

Do ponto de vista da convergência dos resultados, frequentemente uma má modelagem é a maior causa para insucessos. No entanto como as variações do carregamento são fortemente

não lineares, (corrente elétrica alternada, por exemplo) apenas o método de solução numérica Comprimento de Arco permitiu a convergência das simulações.

6.2.2 Modelo de Elementos Finitos

A simulação térmica é realizada sobre uma malha de elementos com características eletro-térmicas, planos de quatro nós, capazes de interarem fenômenos elétricos e térmicos numa única simulação. A análise estrutural é realizada com elementos semelhantes, também com quatro nós e funções de interpolação bi-lineares. Elementos de contato do tipo nó-para-superfície não simétricos foram usados no contato chapa/chapa. O contato eletrodo/chapa foi ignorado e a malha destes compartilha os mesmos nós.

A resistência de contato foi calculada e tabulada dependente da temperatura através da equação 21 enquanto a condutância térmica foi calculada com a equação 22.

As condições de contorno aplicadas podem ser vistas na figura 6.20 onde a corrente elétrica aplicada foi de 12.2 KA por 0.27 segundos ou 16 ciclos a 60 Hz. Convecção livre com temperatura ambiente de 21°C é aplicada as superfícies das chapas e eletrodos, enquanto o resfriamento do eletrodo é simulado através da restrição térmica das paredes interiores a uma temperatura de 10°C. Durante a soldagem a força exercida pelos eletrodos é de 3.6 KN.

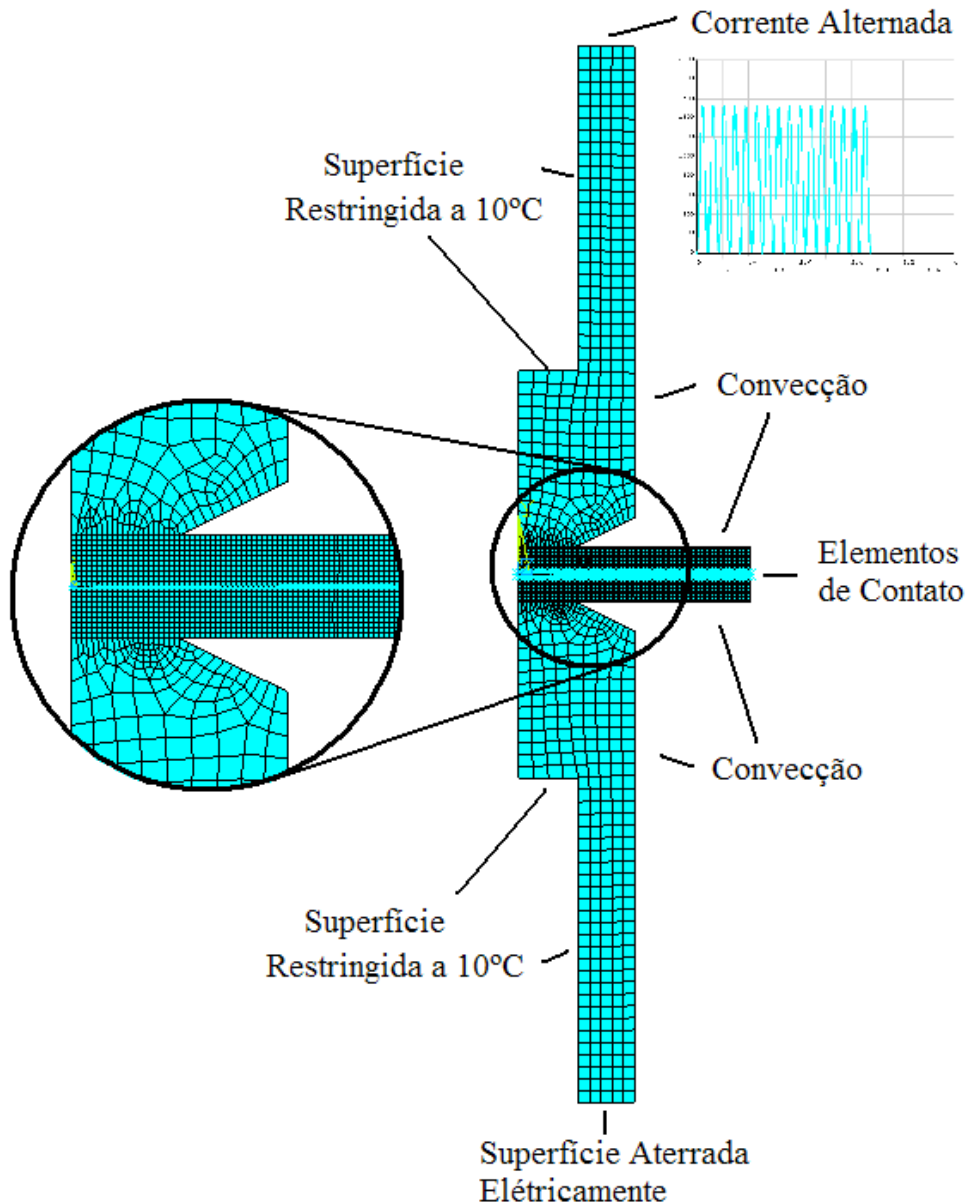


Fig. 6.20 malha de elementos finitos e descrição das condições de contorno.

6.2.3 Resultados

Como a soldagem por resistência é um processo muito rápido, visualmente poucas conclusões comparatórias podem ser feitas. No entanto, o comportamento dos resultados se mostra em acordo com a literatura. Os valores obtidos para os picos de temperatura, e por consequência, os deslocamentos, ficaram levemente abaixo dos valores encontrados por Tsai et al., 1991. Este pode ser causado por alguma diferença no modelo material escolhido por Tsai, pois mais detalhes sobre esse não foram publicados.

Na figura 6.21 o histórico de temperaturas é esboçado para um ponto dentro do botão de solda e sobre a superfície do contato chapa/eletrodo. O comportamento da temperatura crescendo osciladamente à medida que a corrente elétrica alternada é aplicada pode ser percebido, tanto como o resfriamento livre após a soldagem.

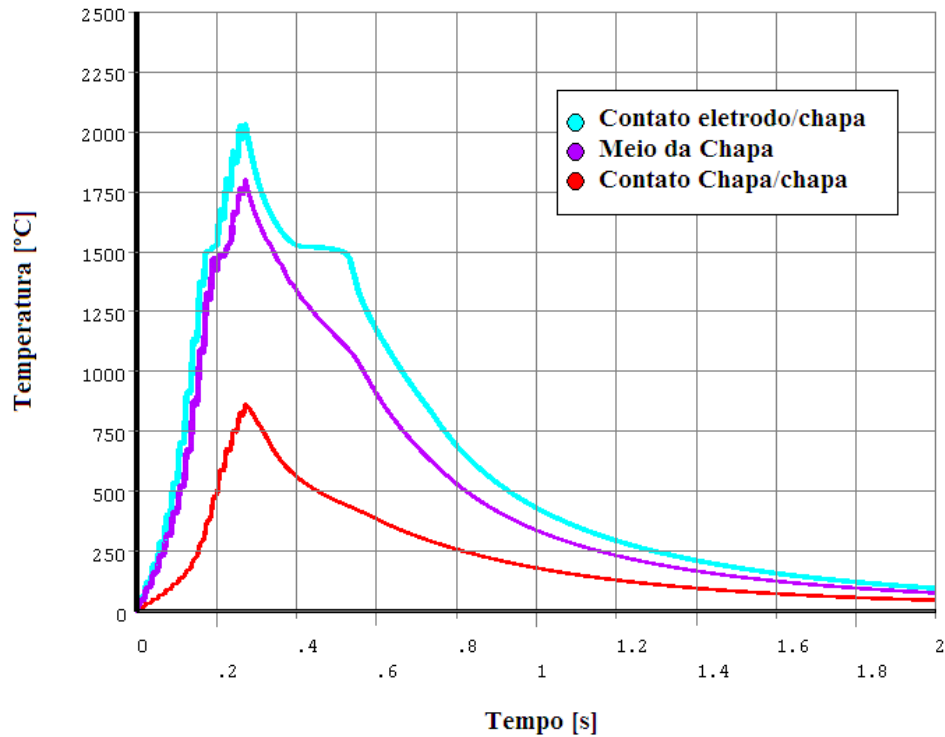


Fig. 6.21 histórico de temperaturas, valores em °C.

A fim de comparar a simulação com o modelo de Tsai, a figura 6.22 mostra seus resultados para o histórico de temperaturas para vários pontos ao longo da espessura.

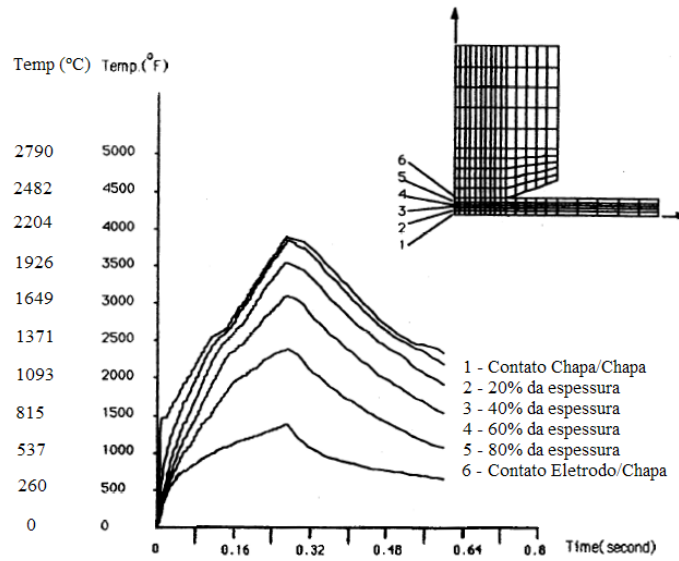


Fig. 6.22 histórico de temperaturas obtido por Tsai et al.1991.

A comparação entre as figuras 6.21 e 6.22 mostra que apesar dos valores de pico ter boa correlação, o gradiente mostra discrepâncias da ordem de 10%.

E a forma do botão de solda pode ser verificada abaixo.

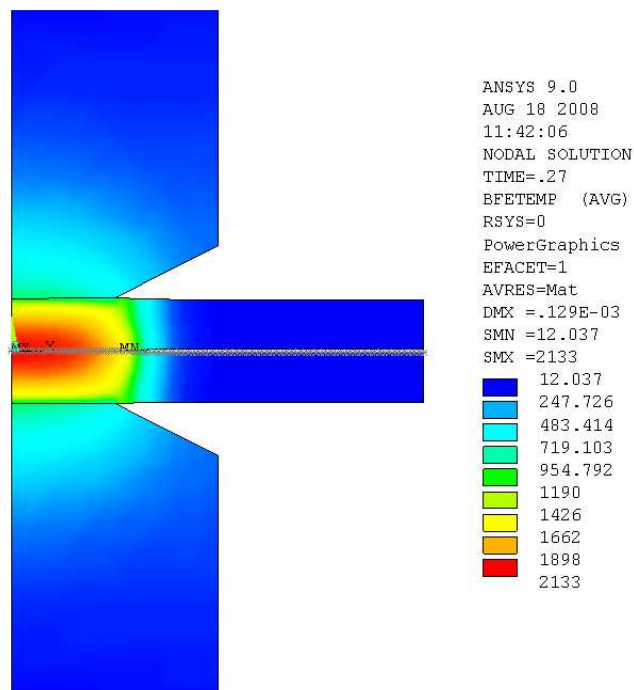


Fig. 6.23 forma do botão de solda no fim da soldagem, $t=0.27s$.

A fim de comparar a forma final do botão de solda, vemos na figura 6.24 uma montagem dos resultados com uma foto de um botão de solda. Nesta percebemos o contorno do botão, onde

na figura obtida da análise, é representada pelo contorno amarelo equivalente a temperatura de fusão do material. É normalmente esperado que o diâmetro do botão de solda tenha aproximadamente a largura da ponta do eletrodo, fato esse refletido nos resultados.

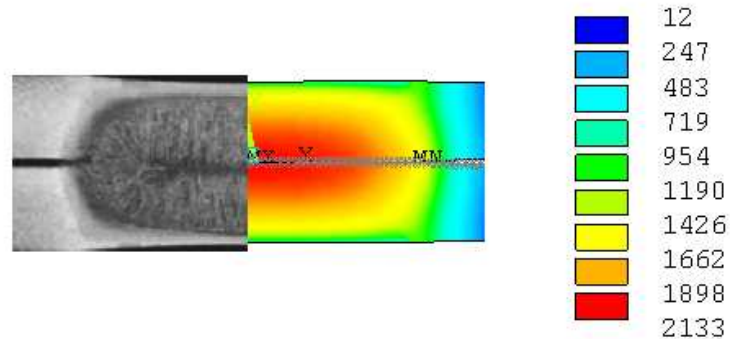


Fig. 6.24 forma do botão de solda comparado.

Os deslocamentos em alguns pontos ao longo da espessura são esboçados contra o tempo na figura 6.25. Um comportamento diretamente proporcional com a temperatura vista anteriormente pode ser observado, mostrando que é possível relacionar o deslocamento dos eletrodos com a temperatura no interior da solda. E os resultados podem ser comparados com os obtidos por Tsai na figura 6.26.

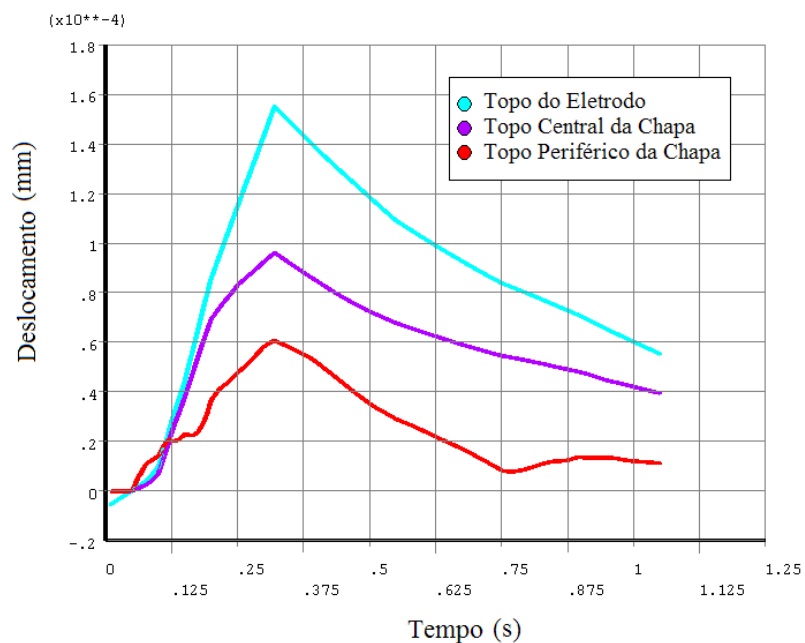


Fig. 6.25 deslocamentos.

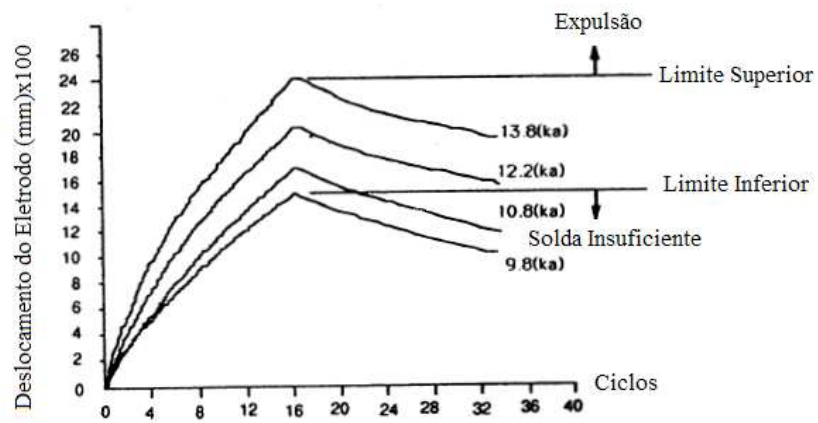


Fig. 6.26 deslocamentos para vários valores de força nos eletrodos, Tsai et al., 1991.

E na figura 6.27 observamos uma comparação direta dos resultados para o deslocamento dos eletrodos.

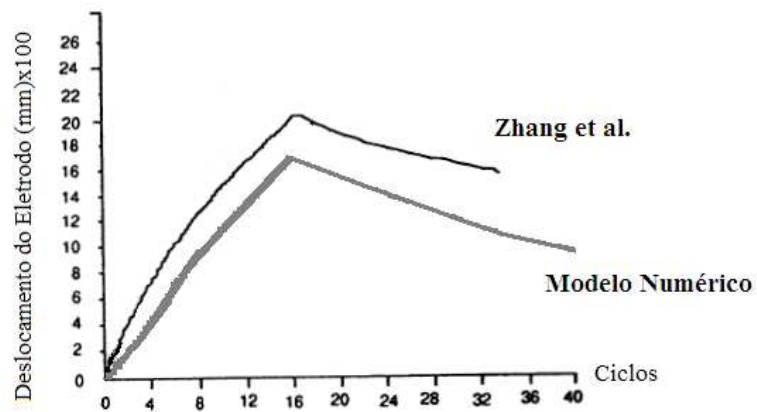


Fig. 6.27 comparação dos deslocamentos do eletrodo.

7 Conclusões

O estudo de soldagem de componentes seja por arco elétrico ou resistência elétrica, desde o princípio tem sido uma tarefa difícil, dado ao grande número de variáveis e velocidade dos fenômenos. Em razão deste, simular um processo tão não-linear, e que acopla a influência de tantos efeitos também não é simples. A atual capacidade de resolver problemas de tamanha complexidade é toda creditada aos métodos numéricos que emergiram nas últimas décadas. Ferramentas estas que se tornaram essenciais no dia a dia de todo engenheiro sejam de produto ou manufatura, estes podem se beneficiar de análises numéricas para além de antever problemas, poder compreender melhor o comportamento dos seus objetos de trabalho.

Este estudo mostra que uma interação interdisciplinar é vital para obter todos os dados necessários às simulações. Nenhuma análise poderia ser precisa sem dados tribológicos sobre o comportamento de superfícies em contato. Não seria viável se não houvesse métodos numéricos robustos e confiáveis. E sem dados metalúrgicos sobre propriedades materiais a simulação nem sequer seria possível.

Como simulações de soldagem ainda não são tidas como uma prática comum, a comparação de resultados com modelos experimentais é de suma importância para solidificar o método. Neste campo, as possibilidades de estudo são vastas. Um simples modelo numérico pode ter suas variáveis de soldagem modificadas criando várias configurações. E só a realização de experimentos controlados em laboratório pode produzir dados necessários para estudar e validar tais modificações.

Os exemplos de soldagem publicados aqui mostram que seguindo os passos descritos nos capítulos anteriores, pode-se obter uma simulação de soldagem coerente. No entanto, o esforço computacional necessário ainda é grande, e uma solução de compromisso entre as simplificações adotadas e a resolução da análise deve ser cuidadosamente escolhida. Vê-se que os resultados têm discrepâncias quando comparados com resultados experimentais, porém por mais que sejam toleráveis, se aplicados a um modelo global estas diferenças somadas poderiam tornar inválido o estudo, mais uma vez necessitando de experimentos para que o método se torne uma prática consolidada.

7.1 Sugestões para Trabalhos Futuros

Um modelo axissimétrico de solda realizada em vasos de pressão, é uma aplicação que não foi encontrada na literatura. Um trabalho realizado nesta área poderia ilustrar com mais precisão como a união corpo/tampo de um acumulador de pressão se comporta. A própria execução da soldagem poderia ser usada a fim de criar tensões benéficas para resistência da união e uma comparação com a norma mostraria realisticamente qual coeficiente de segurança esta sendo usado naquela zona do componente. A simplicidade de podermos usar um modelo bidimensional tanto na análise de soldagem como na análise final do componente em serviço também motiva a sua realização.

É sugerida a implementação do cálculo da deformação plástica induzida por mudança de fase material. Para este é necessário que o modelo use plastificação dependente da taxa de deformação, ou visco plasticidade, para que seja possível implementar as equações (41), (42) e (43).

Como continuidade, é sugerida uma abordagem global/local. Os dados do exemplo de soldagem podem ser usados para uma simplificação que use teoria de placas e cascas e consequentemente possa ser aplicado à um modelo global.

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Andersen L. F., 2000. **“Residual Stresses and Deformation in Steel Structures”**, Tese de Doutorado, Department of Naval Architecture and Offshore Engineering.

ANSYS 9.0 User’s Manual. **“Theory Reference”** ANSYS Revision 5.2 1995.

Bae D. H., Sohn I. S., Hong J. K., 2003. **“Assessing the effects of Residual stresses on the Fatigue Strength of Spot Welds”**. Welding Journal, January 2003.

Bittencourt E. **“TRATAMENTO DE PROBLEMAS NÃO LINEARES NA MECÂNICA DOS SÓLIDOS”**. PPGEC, UFRGS.

Blom F. J., Church J. M., 2004. **“Welding Simulation and Helium Damage Modeling”**, International Conference on Metal Fabrication and Welding Technology.

Christensen, N., Davies, V., e Gjermundsen, K., 1965. **“The distribution of temperatures in Arc Welding”**, British Welding Journal.

Cary H. e Helzer S., 2004. **“Modern Welding Technology”**, Prentice Hall, 6ª Edição.

De A., Thaddeus M. P., Dorn L., 2003. **“Numerical Modeling Resistance Spot Welding of Aluminum Alloy”**. Iron and Steel Institute of Japan International.

Dong, P., Hong, J., Bynum, J., and Rogers, P., 1997. **“Analysis of Residual Stresses in Al-Li Alloy Repair Welds,”** ASME PVP- *Approximate Methods in the Design and Analysis of Pressure Vessels and Piping Components*, 347, pp. 61-75.

Francis J. D., 2002. **“Welding simulations of aluminum alloys Joints by Finite Element Analysis,** Master of Science in Aerospace Engineering, Faculty of Virginia Polytechnic Institute.

Goldak, J., Chakravarti, A., e Bibby, M., 1985. **“A double ellipsoid finite element model for welding heat sources”**.

Lundback A., 2000. “**Modeling of Weld Path for use in Simulation**”, Máster of science Program, Lulea University Technology.

McDill, J. M. J., Oddy, A. S., and Goldak, J. A., 1993, "**Comparing 2D Plane Strain and 3D Analyses of Residual Stresses in Welds**". *International Trends in Welding Science and Technology, Proceedings of the 3rd International Conference on Trends in Welding Research*, ASM International, Materials Park, OH, pp.105-108.

Modenesi P. J., 2004. “**Introdução a Física do Arco Elétrico e sua aplicação na Soldagem dos Metais**”. Universidade Federal de Minas Gerais, Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais.

Yovanovich M. M., 1994. “**Hand Book of Heat Transfer**”. Mcgraw-Hill, New York

Oddy, A. S., Goldak, J.A., e McDill, J. M. J., 1989. "**Transformation Plasticity and Residual Stresses in Single-Pass Repair Welds**". *ASME PVP- Weld Residual Stresses and Plastic Deformation*, 173, pp. 13-18.

Prime M B., Hill M. R., DeWalt A. T., Sebring R. J., Dave V. R., Cola M. J., 2002. “**Residual Stress Mapping in Welds Using the Contour Method**”. *Trends in Welding Research, Proceedings of the 6th International Conference*.

Rodeiro P. F., 2002. “**Análise de distribuição de temperaturas e tensões residuais em soldas tipo ring-weld**”. Dissertação de mestrado, universidade Politécnica de São Paulo.

Rosenthal, D., 1946. “**The theory of moving source of heat and it’s applications to metal transfer**, Transactions ASME.

Srikunwong C., Dupuy T. e Bienvenu Y., 2003. “**Numerical Simulation of Resistance Spot Welding Process Using FEA Technique**”. *Thirteen International Conference on Computerization of Welding*, Orlando, Florida.

Tang H., Hou W. e Hu S. J., 2002. **“Forging Force in Resistance Spot Welding”**. Institution of Mechanical Engineering, Vol. 216, Part B.

Tsai N. S., Eagar T. W., 1984. **“Changes in Weld Pool Shape by Variations in the Distribution of Heat Source in Arc Welding”**. Department of Materials Science and Engineering Massachusetts Institute of Technology.

Tsai C. L., Dai W. L., Dickinson D. W., 1991. **“Analysis and Development of a Real-Time Control Methodology in Resistance Spot Welding”**. SAE International Congress and Exposition

Tveiten B. W., Fjeldstad A., Häkegard G., Myhr O. R., Bjorneklett B., 2005. **“Fatigue life enhancement of aluminum joints through mechanical and thermal prestressing”** International Journal of Fatigue.

Wentz A. V., 2005. **“ANÁLISE DINÂMICA, ESTRUTURAL, E PREVISÃO DE VIDA EM FADIGA DE VEÍCULO DE COMPETIÇÃO, KART.”** XIII Simpósio Internacional de Engenharia Automotiva, SIMEA.

Wu A., Syngellakis S., Mellor B. G., 2001. **“Finite Element Analysis of Residual Stresses in a Butt Weld”**.

Yao X., Zhu L., Li V. M., 2004. **“Finite Element Analysis of Residual Stresses in an Eccentric Ring Induced by Quenching”**. IFHTSE CONGRESS OF MATERIALS AND HEAT TREATMENT PROCEEDINGS.

Zhang Y., Pratihari S., Fitzpatrick M. E., Edwards L., 2005. **“Residual Stress Mapping in Welds Using the Contour Method”**. MATERIALS SCIENCE FORUM.