CEFET/RJ
DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

# MODELAGEM DA DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA NO PROCESSO DE SOLDAGEM POR ATRITO FSW UTILIZANDO O MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS

Mauricio Rangel Pacheco

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais, Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Orientador:

Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco

Rio de Janeiro

Fevereiro, 2011

# MODELAGEM DA DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA NO PROCESSO DE SOLDAGEM POR ATRITO FSW UTILIZANDO O MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Mauricio Rangel Pacheco

Aprovada por:

_____

Presidente, Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco, D.Sc.

_____

Professor, Hector Reynaldo Meneses Costa, D.Sc.

_____

Professor, Marcelo Amorim Savi, D.Sc. (UFRJ)

Rio de Janeiro

Fevereiro, 2011

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Central do CEFET/RJ

P116 Pacheco, Mauricio Rangel
Modelagem da distribuição de temperatura no processo de soldagem por atrito FSW utilizando o método de elementos finitos / Mauricio Rangel Pacheco. —2011.
xv, 118f. : il.col. , tabs. ; enc.

Dissertação (Mestrado) Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca ,2011.
Bibliografia : f.112-118
Orientador : Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco

1.Soldagem 2.Soldagem por atrito 3.Método de elementos finitos I.Pacheco , Pedro Manuel Calas Lopes (orient.) II.Título.

CDD 671.52

**RESUMO**

# MODELAGEM DA DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA NO PROCESSO DE SOLDAGEM POR ATRITO FSW UTILIZANDO O MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS

Mauricio Rangel Pacheco

Orientador:
Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco

Resumo da Dissertação de Mestrado submetida ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca CEFET/RJ como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

A soldagem por atrito é um processo de soldagem em estado sólido que produz soldas pela rotação ou movimento relativo de duas peças sob forças compressivas produzindo calor e deslocando plasticamente material nas superfícies de atrito. Entre os processos de soldagem por atrito, o FSW (*Friction Stir Welding*) desenvolvido pelo *The Welding Institute* tem recebido bastante atenção pelas suas características, tais como a produção de uniões de alta qualidade. Apesar de terem sido desenvolvidos diversos trabalhos experimentais, em função da presença do acoplamento de diversos fenômenos não-lineares complexos, ainda existe um número pouco expressivo de modelos e trabalhos que abordam a modelagem numérica do processo. Neste trabalho é proposto um modelo de fonte de calor que considera as contribuições dos diversos fenômenos presentes no processo, como o atrito entre a ferramenta e a peça e a dissipação gerada pela deformação plástica do material. O modelo de fonte de calor proposto é implementado em um modelo bidimensional e outro tridimensional, baseados no método de elementos finitos, para estudar a distribuição de temperatura em placas soldadas pelo processo FSW. A comparação de resultados numéricos com resultados experimentais mostram uma boa concordânicia, indicando que o modelo é capaz de representar os principais aspectos do processo. Através dos modelos é possível estimar características importantes da união, como por exemplo a Zona Termicamente Afetada (ZTA), em função dos parâmetros de soldagem.

Palavras-chave:
Soldagem;FSW; Modelagem; Simulação Numérica; Método de Elementos Finitos.

Rio de Janeiro

Fevereiro, 2011

## ABSTRACT

MODELING TEMPERATURE DISTRIBUTION IN FRICTION STIR WELDING USING THE FINITE ELEMENT METHOD

Mauricio Rangel Pacheco

Advisor:
Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco

Abstract of dissertation submitted to Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais - Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca CEFET/RJ as partial fulfillment of the requirements for the degree of Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Friction welding is a solid state welding process where the joint is produced by the relative rotational and/or translational motion of two pieces under the action of compressive forces producing heat and plastic strain on the friction surfaces. Friction Stir Welding (FSW) process has received much attention for its special characteristics, as the high quality of the joints. Although there are several experimental works on the subject, numerical modeling is not well stated, as the process is very complex involving the coupling of several non-linear phenomena. In this contribution tridimensional and bidimensional finite element models are presented to study the temperature distribution in plates welded by the FSW process. A weld heat source is proposed to represent the heat generated during the process. The heat source model considers several contributions present in the process as the friction between the tool and the piece and the plastic power associated to the plastic strain developed. Numerical results show that the models are in close agreement with experimental results, indicating that the models are capable of capturing the main characteristics of the process. The proposed models can be used to predict important process characteristics as the TAZ (Thermal Affected Zone) as a function of the welding parameters.

Keywords:
Welding; Friction Stir Welding; FSW; Modeling; Numerical Simulation; Finite Element Method

Rio de Janeiro
February, 2011

*Dedico a minha amada esposa e aos meus queridos amigos.*

# Agradecimentos

Agradeço ao meu professor orientador Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco, por toda a orientação, motivação e dedicação durante a elaboração desta dissertação e por me ensinar o valor da pesquisa e desenvolvimento científico desde minha graduação, através do projeto de iniciação científica e certamente um exemplo no meu futuro crescimento acadêmico e pessoal.

Aos professores Hector Reynaldo Meneses Costa e Ricado Alexandre Amar de Aguiar, pelo valoroso e sempre presente apoio na minha vida. Ao engenheiro Marcelo Torres Piza Paes da Petrobras pelo apoio técnico e motivação para este tema.

Agradeço aos meus amigos Ivan Ivanovitsch Thesi Riagusoff, Hugo Bottino Di Gioia Almeida por todo apoio e paciência durante o meu mestrado e em particular ao meu amigo Roberto Moteiro Basto e Silva, que além do apoio foi parte presente em motivação e orientação para concretização deste trabalho.

A minha empresa ESSS, pelo incentivo para a realização desta importante etapa de meu crescimento acadêmico e pela liberação de valiosos recursos de hardware e software para simulação dos modelos apresentados neste trabalho.

E por último, a pessoa que faz todo este esforço realmente valer a pena, que durante todo o tempo deste trabalho esteve ao meu lado, com paciência e me motivando sempre com carinho e amor dando força nos momentos mais difícies, desde a graduação, passando pelo mestrado e certamente em todos os anos futuros de minha vida, minha amada esposa Juliana Hoyer Insaurraud Pereira.

# Sumário

**Sumário** **viii**

**Lista de Figuras** **x**

**I. Introdução** **1**

**II. Processos de Soldagem** **6**

II.1 Principais Processos de Soldagem Convencionais ..... 7

II.1.1 Soldagem por Eletrodo Revestido ..... 8

II.1.2 Soldagem GTAW ..... 9

II.1.3 Soldagem GMAW ..... 10

II.1.4 Soldagem por Arco Submerso ..... 12

II.2 Processos de Soldagem por Atrito ..... 14

II.2.1 Métodos de Soldagem por Atrito ..... 14

II.2.1.1 Método Convencional (ou Direto) ..... 14

II.2.1.2 Método por Inércia ..... 15

II.2.1.3 Métodos Não-Convencionais ..... 15

II.2.1.3.1 Friction Stir Welding (FSW) ..... 15

II.2.1.3.2 Friction Hydro Pilar Processing (FHPP) ..... 17

II.2.1.3.3 Costura por Fricção (Friction Stitch Welding) ..... 19

II.2.2 Microestrutura das Ligas Soldadas por Atrito ..... 20

II.2.3 Parâmetros relevantes ..... 22

II.3 Conceitos Fundamentais de Transferência de Calor ..... 27

II.3.1 Condução de Calor Unidimensional em Regime Permanente ..... 27

II.3.2 Condução de Calor Unidimensional em Regime Transiente ..... 28

II.3.3 Princípios da Convecção ..... 29

II.3.4 Convecção Natural ..... 29

II.3.5 Análise de Sistemas Concentrados ..... 30

II.3.6 Condução de Calor Bidimensional em Regime Transitório .....31

II.3.7 Radiação Térmica .....31

II.4 Tensões Residuais .....32
II.5 Acoplamento Termomecânico.....34

**III.1 Modelos de Fonte de Calor 36**

III.1 Modelos para Processos Convencionais por Fusão.....36
III.1.1 Distribuição Superficial .....37

III.1.2 Distribuição Volumétrica .....39

III.2 Modelagem da geração e fluxo de calor no processo de soldagem por atrito FSW 40

III.2.1 Modelo de Fonte de Calor Proposto .....50

**IV. Modelos Numéricos 57**

IV.1 Modelo Bi-Dimensional .....61
IV.1.1 – Verificação das Contribuições de Geração de Calor do Modelo 2D

.....65

IV.2 - Modelo Tridimensional.....70
IV.2.1 - Verificação das Contribuições de Geração de Calor do Modelo 3D72

**V. Resultados Numéricos do processo FSW 73**

V.1 Modelo 2D .....73
V.2 Resultado Modelo 3D .....78
V.3 Análise da Influência dos Parâmetros.....90
V.4 Análise da Influência da Espessura da Chapa.....99
V.5 Análise da Influência do Tamanho do *Nugget*.....103
V.6 Análise da Influência do Parâmetro de Agarramento .....106

**VI. Conclusão 109**

**Referências Bibliográficas 112**

**Lista de Figuras**

Figura II.1 Esquema de soldagem por fusão com a utilização de metal de adição (MODENESI e MARQUES, 2000).....7

Figura II.2 – Solda por Eletrodo Revestido (MODENESI e MARQUES, 2000).....8

Figura II.3 – Esquema do processo de soldagem GTAW : (a) Detalhe da região do arco, incluído neste caso metal de adição, (b) Montagem global do equipamento (MODENESI e MARQUES, 2000).....9

Figura II.4 Esquema de soldagem GMAW (MODENESI e MARQUES, 2000).....10

Figura II.5 Esquema de montagem do equipamento de soldagem GMAW MODENESI e MARQUES, 2000).....11

Figura II.6 – Soldagem por Arco Submerso (MODENESI e MARQUES, 2000).....12

Figura II.7 – Soldagem por Arco Submerso (MODENESI e MARQUES, 2000).....13

Figura II.8 – Processo FSW (Friction Stir Welding) (RUSSELL, 2000).....16

Figura II.9 - Processo FHPP. (*a*) Ferramenta no instante de inserção da cavidade enquanto. (*b*) Regiões do processo: Consumível (A), Interface de fricção (B) e Material depositado (C).....18

Figura II.10 – Processo de Costura por Fricção (FSW) em um passe (GIBSON *et al*, 2000).....19

Figura II.11 – Processo de Costura por Fricção (FSW) com múltiplos pase (GIBSON *et al*, 2000).....19

Figura II.12– Perfil da seção de transversal de solda por atrito. *Nugget* – Lente de Soldagem, adaptação (RUSSELL, 2000).....20

Figura II.13 – Processo FSW. (*a*) Ferramenta utilizada e áreas principais: patamar (Área 1) e pino ou *probe* (Área 2), adaptação (RUSSEL, 2000).....23

Figura II.14 – Geometria da ferramenta de soldagem por atrito para o processo FTPW, segundo (SHERCLIFF,2006).....25

Figura II.15 - Rugosidade inicial das chapas a serem unidas, início da planificação das superfícies (SHERCLIFF, 2006).....26

Figura II.16 – Geração da superfície “lubrificante” após o atrito entre as superfícies (SHERCLIFF, 2006).....26

Figura III.1 - Distribuição Superficial (GOLDAK *et al*, 1984).....38

Figura III.2 - Distribuição Volumétrica. ..... 39

Figura III.3 - Detalhe da ferramenta de soldagem do processo FSW ..... 41

Figura III.4 – Parâmetros e condições de contorno do modelo de Nadan *et al.* (NANDAN, *et.al,* 2006). ..... 44

Figura III.5 - Parâmetros da lente de soldagem (*weld nugget* ): (*a*) e uma imagem da macroestrutura da lente de soldagem (*weld nugget)* (Chen and Kovacevic, 2003) (*b*). ..... 48

Figura III.6 – Perfil da velocidade relativa ao longo do *shoulder*, e o anular *dr* (*a*). Faixa de material com largura *dr* a uma distância *r* do centro da ferramenta (*b*) . . 50

Figura III.7 – Região da lente de soldagem (*nugget*). (*a*) Distribuição linear do deslocamento, (*b*) deformação de um elemento de espessura *dr* durante o processo e (*c*) distribuição linear da deformação plástica. ..... 54

Figura IV.1 – Fluxograma do programa desenvolvido em linguagem APDL no ANSYS. 58

Figura IV.2 - Diagrama de fase, liga 2XXX adaptado segundo a ASM Handbook v.2. ... 59

Figura IV.3 - Geometria das chapas da ferramenta (Russell ,2000). ..... 59

Figura IV.4 - Geometria do modelo 2D desenvolvido, e detalhe mostrando as áreas 3, 4 e 5. ..... 62

Figura IV.5 - Condição de contorno, convecção, no modelo 2D com axissimetria no ANSYS. ..... 63

Figura IV.6 - Malha de elementos Finitos. ..... 64

Figura IV.7- Ilustração da expansão de axissimetria no ANSYS. ..... 64

Figura IV.8 - Geração de calor na interface do *shoulder* e chapa, em W/m$^3$. ..... 65

Figura IV.9 - Elemento de referencia para o estudo de consistência de geração diferencial na interface do *shoulder* ..... 66

Figura IV.10 - Geração da potencia térmica em detalhe, região próxima ao elemento mais externo em W. ..... 67

Figura IV.11 - Geração da potencia térmica em decorrência do trabalho plástico em W/m$^3$. ..... 68

Figura IV.12 - Geração da potencia térmica em decorrência do trabalho plástico na peça e na região em detalhe em W/m$^3$. ..... 69

Figura IV.13 - Geração da potencia térmica em decorrência do atrito entre o *probe* e na peça, em W/m$^3$. ..... 69

Figura IV.14 Malha de Elementos Finitos do modelo 3D, apresentando detalhe da região com uma maior discretização associada ao processo de geração de calor. 71

Figura IV.15 Condição de contorno, convecção, modelo 3D. ..... 71

Figura IV.16 - Geração de calor no modelo 3D, em $W/m^3$. ..... 72

Figura V.1 – Dimensões da chapa simulada no processo de soldagem com a indicação da localização dos termopares. ..... 75

Figura V.2 – Temperatura na chapa para as 4 posições dos termopares. Estudo de sensibilidade do coeficiente de convecção do *Backing Plate*. Valores de *h* em ..... 76

Figura V.3 - Temperatura na chapa para as 4 posições dos termopares. Estudo de sensibilidade do coeficiente de convecção da chapa. Valores de *h* em ($W.m^2.K^{-1}$). ..... 77

Figura V.4 - Distribuição de temperatura Modelo 2D. ..... 78

Figura V.5 - Evolução da temperatura no tempo obtida através dos termopares para o experimento de RUSSELL (2000). ..... 79

Figura V.6 - Distribuição da temperatura para o instante final. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 0 W $m^2$ $K^{-1}$ (condição adiabática). ..... 81

Figura V.7 - Evolução da temperatura no tempo. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 0 W $m^2$ $K^{-1}$ (condição adiabática). ..... 81

Figura V.8 - Distribuição da temperatura para o instante final. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 150 W $m^2$ $K^{-1}$. ..... 82

Figura V.9 - Evolução da temperatura no tempo. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 150 W $m^2$ $K^{-1}$ ..... 82

Figura V.10 - Distribuição da temperatura para o instante final. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 250 W $m^2$ $K^{-1}$. ..... 83

Figura V.11 - Evolução da temperatura no tempo. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 250 W $m^2$ $K^{-1}$ ..... 83

Figura V.12 - Distribuição da temperatura para o instante final. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 500 W $m^2$ $K^{-1}$. ..... 84

Figura V.13 - Evolução da temperatura no tempo. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 500 W $m^2$ $K^{-1}$ ..... 84

Figura V.14 - Distribuição da temperatura para o instante final. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 1000 W $m^2$ $K^{-1}$. ..... 85

Figura V.15 - Evolução da temperatura no tempo. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 1000 W m$^2$ K$^{-1}$.....85

Figura V.16 - Distribuição da temperatura para o instante final. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 1500 W m$^2$ K$^{-1}$.....86

Figura V.17 - Evolução da temperatura no tempo. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 1500 W m$^2$ K$^{-1}$.....86

Figura V.18 - Evolução da temperatura no tempo. Modelo 3D considerando $h_{chapa}$ = 10 e 30 W m$^2$ K$^{-1}$.....87

Figura V.19 - Distribuição da temperatura para os modelos 2D e 3D e para os valores experimentais de RUSSELL (2000) em *t* = 76 s (passagem da fonte de calor pela linha dos termopares).....88

Figura V.20 - Distribuição de temperatura na seção transversal da chapa em z = 100 mm para *t* = 76 s (passagem da fonte de calor pela linha dos termopares). ....89

Figura V.21 - Distribuição de temperatura na chapa em *t* = 76 s (passagem da fonte de calor pela linha dos termopares).....90

Figura V.22 - Distribuição de temperatura na seção transversal da chapa em z = 100 mm para *t* = 76 s (passagem da fonte de calor pela linha dos termopares). Velocidade de rotação 25% superior. .....91

Figura V.23 - Distribuição de temperatura na chapa em *t* = 76 s (passagem da fonte de calor pela linha dos termopares) Velocidade de rotação 25% superior. ....91

Figura V.24 - Distribuição de temperatura na seção transversal da chapa em z = 100 mm para *t* = 76 s (passagem da fonte de calor pela linha dos termopares). Velocidade de rotação 25% inferior. .....92

Figura V.25 - Distribuição de temperatura na chapa em *t* = 76 s (passagem da fonte de calor pela linha dos termopares) Velocidade de rotação 25% inferior. .....92

Figura V.26 – Distribuição de temperatura ao longo da seção transversal no instante em que a fonte passa pela linha dos termopares para as três condições de velocidade de rotação: inferior 25%, normal e superior 25%.....93

Figura V.27 - Distribuição de temperatura ao longo da seção transversal no instante em que a fonte passa pela linha dos termopares para as três condições de velocidade de translação: inferior 25%, normal e superior 25%. .....94

Figura V.28 - Diagrama de fases Al-Cu, indicado a faixa de temperatura associada aos mecanismos de tratamento térmico (ASM, 1993).....96

Figura V.29 - Variação da resistência da liga Al-Cu em função do tempo de envelhecimento e da temperatura (ASM, 1993). ..... 96

Figura V.30 – ZTA para o processo de soldagem considerando a velocidade de rotação de 52 rad/s. Modelo 3D..... 97

Figura V.31 – ZTA para o processo de soldagem considerando a velocidade de rotação de 39 rad/s (25% de redução). Modelo 3D..... 98

Figura V.32 – ZTA para o no processo de soldagem considerando a velocidade de rotação de 65 rad/s (25% de aumento). Modelo 3D..... 99

Figura V.33 – Distribuição de temperatura promovida pela contribuição da geração de calor associada à deformação plástica para 4 espessuras diferentes..... 100

Figura V.34 – Distribuição da temperatura numa chapa de 6,35 mm de espessura. ... 101

Figura V.35 – Distribuição da temperatura numa chapa de 12,7 mm de espessura. ... 102

Figura V.36 – Distribuição da temperatura numa chapa de 19,5 mm de espessura. ... 102

Figura V.37 – Distribuição da temperatura numa chapa de 25,4 mm de espessura. ... 103

Figura V.38 – Gráfico da distribuição de temperatura , em função da geração plástica, para os raios do *nugget* de 5 e 7,5 mm..... 104

Figura V.39 – Distribuição da temperatura na chapa, considerando um raio plástico .. 105

Figura V.40 – Distribuição da temperatura na chapa, considerando um raio plástico .. 105

Figura V.41 – Distribuição de tempearura , em função do fator de agarramento. ..... 106

Figura V.42 – Distribuição da temperatura na condição onde o fator de agarramento é , $\delta$ = 1. ..... 107

Figura V.43 – Distribuição da temperatura na condição onde o fator de agarramento é , $\delta$ = 0.5. ..... 108

Figura V.44 – Distribuição da temperatura na condição onde o fator de agarramento é , $\delta$ = 0. ..... 108

**Lista de tabelas**

Tabela III.1 - Contribuição dos Mecanismos de Geração de calor para uma liga de Al série 2000 (Russell, 2000). ..... 49

Tabela III.2 – Contribuição dos Mecanismos de Geração de calor para uma peça de Aço [NADAN *et al.*, 2006]. ..... 49

Tabela IV.1 - Propriedade do Material AA2014-T6 (RUSSELL, 2000). ..... 60

Tabela IV.2 - Parâmetros do processo FSW – AA2014-T6, (RUSSELL, 2000). ..... 60

Tabela V.1- Condições estudadas para avaliar o efeito do coeficiente de convecção do *Backing Plate* utilizando o modelo 2D. ..... 74

# I. Introdução

Os processos de soldagem são hoje amplamente utilizados em diversas áreas como na indústria naval, oil&gas (*Offshore* e *Onshore*), automobilística, ferroviária, aeroespacial estando presente desde fabricação de pequenos eletrodomésticos, até aviões e satélites, unindo ligas ferrosas e não-ferrosas.

Os processos de soldagem têm como objetivo permitir a união de componentes sem a utilização das denominadas uniões mecânicas, como rebites e parafusos. Com o processo de soldagem é obtida uma união contínua entre componentes estruturais, o que apresenta uma enorme vantagem quanto à qualidade mecânica (sem concentradores ou pontos frágeis causados pelas uniões mecânicas) e melhor qualidade estanque quando utilizada em vasos de pressão ou cascos de navios. Além da utilização de montagem de elementos estruturais, a soldagem pode ser utilizada na recuperação de danos causados por diversos processos de desgaste e surgimento de trincas (PIRES, 2007).

A indústria naval foi a primeira a fazer uso das vantagens da uniões soldadas. Nas primeiras décadas do século XIX a construção de navios com cascos de aço envolvia a união das seções por rebites. Após a Primeira Grande Guerra, cerca de 100 anos depois (WENTZ, 2008), a construção naval passou a utilizar o processo de soldagem, que se tornou o padrão utilizado até hoje.

A indústria do petróleo, em função das características socioeconômicas aliadas aos riscos ambientais da produção e transporte de petróleo e derivados, é um grande pólo do desenvolvimento dos processos de soldagem e criação de procedimentos e estudos sobre os principais fenômenos envolvidos. No Brasil, em decorrência das características de produção de petróleo em águas profundas, o desenvolvimento de processos, de matérias e procedimentos envolvidos nos processos de soldagem vem experimentando um alto desenvolvimento tecnológico (MONDENESI e MARQUES, 2000; SILVA, 2007; PIRES, 2007).

Outro seguimento importante no desenvolvimento dos processos de soldagem é o setor aeronáutico. Desde início da aviação buscou-se a utilização de matérias de baixa massa específica para a maximização da carga útil a ser transportada. Inicialmente, utilizou-se madeira e tecido, passando em seguida para a utilização de ligas de alumínio até a utilização hoje de soluções híbridas envolvendo fibras de carbono, alumínio e outras ligas não ferrosas como, por exemplo, titânio.

A escolha desses materiais visa a redução de peso, o que também é o objetivo das uniões entre os componentes, onde verifica-se que uma das melhores opções é a união por soldagem. A soldagem permite uma redução de até 10% do peso, e cerca de 30% do custo de uma estrutura aeronáutica na substituição dos sistemas de uniões mecânicas de ligação como rebites, parafusos, e vedantes, (AIRES, 2008). Esta redução de peso e custo é aliada a uma união contínua entre os equipamentos garante a vedação sem a necessidade dos vedantes que ocasionalmente geram vazamentos, o que torna o processo de soldagem a primeira escolha para vasos de pressão e tanques em geral, como os das asas das aeronaves. Além de garantir uma melhor resistência mecânica com a retirada de elementos que geram concentração de tensões como parafusos e rebites.

Os processos de soldagem em ligas metálicas apresentam como característica básica a presença de uma intensa fonte de calor localizada. Esta fonte de calor pode provocar alterações drásticas nas características do material da peça soldada, como a mudança das fases microestruturais presentes e o surgimento de tensões residuais nas regiões da peça próximas à fonte de calor (SILVA, 2007). A presença do acoplamento de diversos fenômenos, como mecânico, térmico e de transformação de fase, torna complexa a análise e a modelagem dos processos de soldagem.

Os processos de soldagem geralmente são classificados de acordo com o tipo de fonte de calor e se promovem, ou não, a fusão do material a ser soldado.

Os processos de soldagem convencionais promovem a fusão do material e a fonte de calor é altamente localizada, podendo ser produzida por diversas formas, como arco voltaico, chama ou laser. Próximo ao cordão de solda desenvolve-se uma região denominada Zona Termicamente Afetada (ZTA), onde geralmente são observadas tanto alterações microestruturais como a presença de tensões residuais (MONDENESI e MARQUES, 2000; SILVA, 2007;).

Entre os processos de soldagem que não envolvem a fusão do material estão os processos de soldagem por atrito. Dentre os processos de solda por atrito, o processo *Friction Stir Welding* (FSW) desenvolvido e patenteado pelo *The Welding Institute* (TWI) no ano de 1991, tem recebido bastante atenção pelas suas características, tais como a produção de uniões de alta qualidade. Nestes processos, a geração de calor é promovida por um intenso trabalho mecânico com a presença de uma zona de elevada deformação plástica. Esta zona é denominada Zona Termomecanicamente Afetada (ZTMA). A soldagem por atrito é um processo de soldagem em estado sólido que

produz soldas pela rotação ou movimento relativo de duas peças sob forças compressivas, produzindo calor e promovendo a deformação plástica do material nas superfícies de atrito. Enquanto processos de soldagem convencionais apresentam fusão macroscópica de material, a solda produzida na soldagem por atrito é caracterizada pela ausência de uma zona de fusão e pela presença de três zonas: uma estreita Zona Termicamente Afetada (ZTA), uma Zona Termomecanicamente Afetada (ZTMA) e uma zona recristalizada na fronteira de união entre as superfícies a serem unidas. Esta última zona é denominada lente de soldagem (*weld nugget*). A qualidade da solda neste processo é dependente do tipo de material, das características da junta, dos parâmetros de soldagem e dos tratamentos pós-soldagem (CAELETTI *et al*, 1991; RUSSELL, 2000; WAINER *et al*, 2000 SCHWARTZ e PARIS, 2003; CHEN e KOVACEVIC, 2003; SHERCLIFF,2006; AIRES, 2007).

Os processos de soldagem convencionais apresentam diversos estudos envolvendo a sua modelagem e a abordagem numérica. Nestes estudos, os fenômenos térmicos foram inicialmente analisados de forma desacoplada dos fenômenos mecânicos e de transformação de fase. Atualmente estes fenômenos já são tratados de forma acoplada (BANG *et al.*, 2002; FERNANDES *et al.*, 2003, 2004; TENG e CHANG, 2004; DEPRADEUX, 2004; DEPRADEUX e JULLIEN, 2004; LUNDBACK e RUNNEMALM, 2005; SILVA, 2007).

O desenvolvimento de modelos precisos de fonte de calor é essencial para a modelagem correta dos processos de soldagem. Nos processos de soldagem convencionais a energia que eleva a temperatura de forma a ocorrer a fusão na região de junção dos componentes é externa, enquanto que no processo de soldagem por atrito a geração é interna ao sistema de componentes a serem unidos.

Para a representação da fonte de calor na modelagem dos processos convencionais de soldagem, a amplitude relacionada à potencia térmica (potencia do arco elétrico, do poder calorífico da chama ou da energia concentrada de um laser) é aplicada através de uma função distribuição espacial que pode ser superficial ou volumétrica (GOLDAK E AKHLAGHI, 2005).

No processo de soldagem por atrito, a geração de calor é interna ao sistema, sendo promovida pelas contribuições do atrito e da deformação plástica no material da união. Estas características introduzem dificuldades na modelagem e na implementação da fonte de calor.

Como ocorreu para os processos convencionais, os primeiros modelos desenvolvidos para representar a geração de calor na soldagem por atrito consistiam da representação de um fluxo de calor considerando uma amplitude de potencia térmica previamente conhecida (levantada através de experimentos, por exemplo) aplicada a uma função distribuição (XU e DENG, 2001,2002; ZHU e CHAO, 2003). Outros autores consideraram algumas características do material, como o coeficiente de atrito e a geometria da ferramenta, para representar a geração de calor somente pela contribuição do atrito (CHEN e KOVACEVIC, 2003), enquanto outros autores representaram a geração de calor considerando as duas contribuições: o atrito e a deformação plástica (NADAN et al., 2006; SHERCLIFF,2006).

Neste trabalho é proposto um modelo de fonte de calor que contempla as contribuições de diversos mecanismos presentes, como o atrito e a deformação plástica, na geração calor durante o processo de soldagem FSW. A geração de calor no processo de soldagem por atrito é função da geometria da ferramenta, de parâmetros do processo como velocidade de rotação e avanço, assim com das propriedades mecânicas dos componentes a serem unidos. O modelo apresentado no presente trabalho considera de forma acoplada a contribuição destes efeitos.

O modelo de fonte de calor desenvolvido é implementado em modelos numéricos bidimensionais e tridimensionais transientes baseados no Método de Elementos Finitos, utilizando o pacote comercial ANSYS (Structural Analysis Guide, Release 12, 2009), permitido o estudo dos fenômenos de transferência de calor num processo FSW para diversas geometrias e configurações.

O modelo desenvolvido é aplicado ao processo de soldagem de uma liga de alumínio 2014 T6, que é uma liga tipicamente utilizada na indústria aeronáutica. A indústria aeroespacial foi pioneira na utilização do processo de soldagem FSW, utilizando o processo de painéis da fuselagem, estrutura das asas e mesmo na soldagem do tanque principal utilizado nos ônibus espaciais da Agencia Espacial Americana (NASA) (JUNIOR, 2003; AIRES, 2007).

Resultados numéricos obtidos com o modelo desenvolvido são comparados com resultados experimentais disponíveis em referencias bibliográficas (RUSSELL, 2000) para a sua validação e calibração.

O modelo desenvolvido possibilita sua aplicação independente do tipo de material, podendo ser utilizado em outros materiais como ligas de aço e em diferentes configurações geométricas.

A aplicabilidade do processo FSW em ligas de aço é bem mais recente do que em ligas de alumínio e vem sendo considerado um dos mais promissores processos a ser aplicados na indústria de montagem de oleodutos, além de diversos outros equipamentos como trocadores de calor, vasos de pressão etc., que trás esse processo ao universo da industria de Óleo e Gás em suas aplicações *on-shore e off-shore*. No Brasil, a Petrobras vem desenvolvendo estudos multidisciplinares sobre o processo de soldagem FSW, com o objetivo de permitir a utilização em vários seguimentos da indústria do petróleo (PIRES, 2007; SANTOS, *et al*, 2009).

## II. Processos de Soldagem

Com os primeiros utensílios metálicos desenvolvidos pelo homem, remontando a cerca de 4000 anos AC, houve a necessidade de unir componentes e o processo de soldagem (soldagem por forjamento) já se fazia presente (MONDENESI,2000).

Com a revolução industrial e o aumento da complexidade de diversos equipamentos, como, por exemplo, trens a vapor, navios e pontes, a necessidade de unir componentes de equipamentos aumentou. Neste primeiro momento, a maioria dos elementos de uniões entre componentes eram compostas por parafusos e rebites, que acabam por gerar descontinuidades na estrutura.

No final do século XIX e inicio do século XX, em especial após a primeira Grande Guerra, iniciou-se o desenvolvimento da soldagem moderna, cujo maior expoente é a soldagem por fusão obtida pela energia de um arco elétrico (MONDENESI e MARQUES, 2000; WENTZ, 2008).

Atualmente, para obter a união entre a superfície de corpos distintos existem basicamente dois grupos de uniões por soldagem: os processos com fusão e os processos sem fusão macroscópica.

Nos processos com fusão ocorre a aplicação de energia térmica suficiente para causar a fusão das superfícies de contato, permitindo a união quando as mesmas esfriam e se solidificam (ASM, 1993). Já nos processos sem fusão macroscópica, onde a união é obtida no estado sólido cuja energia de soldagem é obtida pelo atrito e deformação na interface dos componentes. A soldagem por atrito, tema deste trabalho, pertence a este segundo grupo e será detalhada neste item.

Os processos de soldagem vêm sendo estudado continuamente face aos seus aspectos fenomenológicos, que envolvem o acoplamento entre diferentes processos físicos, sendo a sua descrição bastante complexa. Basicamente três acoplamentos são essenciais: térmico, transformação de fase e mecânico (SILVA, 2007).

Neste capitulo inicialmente é apresentada uma breve revisão dos principais processos de soldagem por fusão, cuja fonte de calor mais utilizada comercialmente é o arco elétrico. Na seqüência é apresentado o processo de soldagem por atrito e suas principais características e métodos de soldagem.

Em seguida são apresentados os seguintes conceitos comuns aos processos de soldagem, sejam eles convencionais ou não convencionais (soldagem no estado sólido): princípios fundamentais transferência de calor, tensões residuais promovidas

pelo processo de soldagem e princípios sobre o acoplamento termomecânico num processo de soldagem.

## II.1 Principais Processos de Soldagem Convencionais

Nos processos convencionais de soldagem ocorre a aplicação de energia térmica suficiente para causar a fusão das superfícies de contato, permitindo a união quando as mesmas esfriam e se solidificam (ASM, 1993). Em alguns processos, também é realizada a fusão de um material intermediário, depositado entre as duas superfícies, denominado *metal de adição*, como mostra a Figura II.1.

Devido à tendência de reação do material fundido com os gases da atmosfera, a maioria dos processos de soldagem por fusão utiliza algum meio para proteger a poça de fusão, minimizando as reações (MONDENESI, 2000).

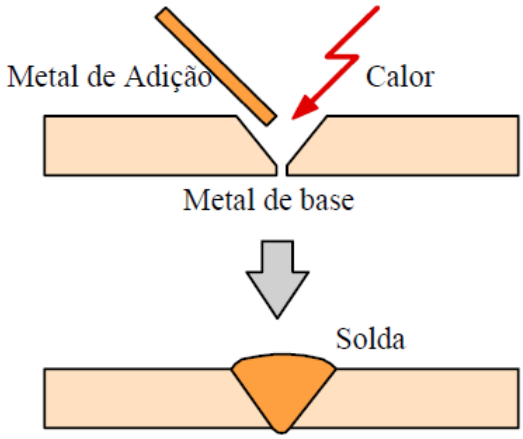



Figura II.1 Esquema de soldagem por fusão com a utilização de metal de adição (MODENESI e MARQUES, 2000).

Dentro da categoria de soldagem por fusão, existem inúmeros processos, com diferentes fontes de calor, como feixes de luz (soldagem a laser) e chama de oxi-acetileno (soldagem a gás), embora os processos mais comuns são aqueles que utilizam o arco elétrico como fonte de energia, devido a fatores como boa concentração de energia térmica, baixo custo e facilidade de operação (SILVA, 2007).

A seguir os principais processos de soldagem utilizando o arco elétrico são apresentados, sendo eles: Soldagem por Eletrodo Revestido, Soldagem TIG, Soldagem MIG/MAG e Soldagem por Arco Submerso.

### II.1.1 Soldagem por Eletrodo Revestido

Na Soldagem a Arco com Eletrodo revestido, *Shielded Metal Arc Welding* (SMAW), o arco elétrico é estabelecido entre a peça e um eletrodo de soldagem consumível e revestido. O arco é responsável pelo aquecimento e fusão do metal de base e do eletrodo, que atua como metal de adição, bem como pela queima do revestimento. Os eletrodos são manuseados em um porta-eletrodo, conectado à fonte. A Figura II.2 a seguir ilustra o processo.

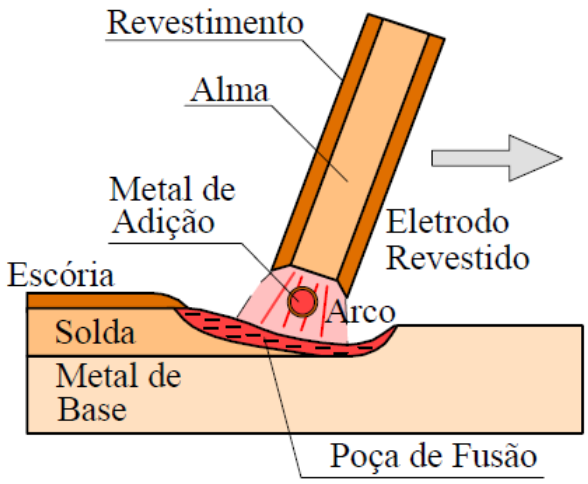



Figura II.2 – Solda por Eletrodo Revestido (MODENESI e MARQUES, 2000)

O revestimento do eletrodo possui uma série de funções, que proporcionam diversas características benéficas para a junta soldada (ASM, 1993). Entre as características benéficas proporcionadas pelo revestimento do eletrodo é a formação de um gás protetor e a formação da escoria, que juntas minimizam reações nocivas ao material fundido pelo contato com a atmosfera. Outras importantes contribuições do revestimento do eletrodo são o fornecimento de elementos de liga que melhoram as propriedades mecânicas das juntas e o fornecimento de elementos ionizantes para a estabilização do arco (MONDENESI e MARQUES, 2000; SILVA, 2007).

O processo de soldagem por eletrodo revestido apresenta uma série de vantagens, destacando-se o equipamento de baixo custo e a diversidade de tipos de eletrodos para diferentes materiais. Soma-se a isso uma grande versatilidade, permitindo a soldagem em praticamente todas as posições, de chapas com espessura de 1,6 mm ou mais (ASM, 1993).

Entretanto, a soldagem por eletrodo revestido possui baixo rendimento, em parte pela característica manual do processo: no momento em que o eletrodo é consumido por completo, a soldagem deve ser interrompida para a sua substituição, com um novo processo de abertura de arco após a remoção da escória e limpeza da superfície. Essas limitações também dificultam a automatização do processo. Desta forma, a soldagem por eletrodo revestido é cada vez menos usada nas principais linhas de produção, sendo substituída por processos cuja mecanização é mais viável. Mesmo assim, ainda é bastante empregado em soldagens em campo, e em pequenos reparos, assim como para a realização de revestimentos especiais. Também é usado em aplicações especiais, destacando-se a soldagem submarina (SILVA, 2007).

### II.1.2 Soldagem GTAW

A soldagem a Arco Gás –Tungstenio, *Gas Tungsten Arc Welding* (GTAW), cuja denominação mais usual no Brasil é TIG (*Tungsten Inert Gas*) é um processo de soldagem onde o arco elétrico é estabelecido entre a peça e um eletrodo não-consumível composto por uma liga de tungstênio, com a aplicação de energia térmica para a fusão das superfícies em contato das peças. A proteção contra a contaminação da atmosfera ao eletrodo e à poça de função é realizada por um gás inerte (Ar e He), proveniente do bocal da tocha de soldagem. Neste processo, ainda existe a opção da utilização de metal de adição. Esse processo pode ser visualizado na imagem mostrada na Figura II.3:

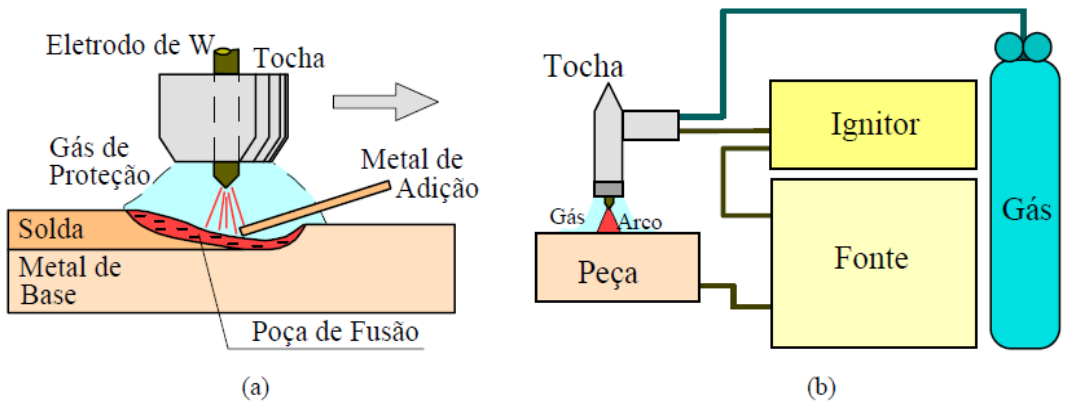



Figura II.3 – Esquema do processo de soldagem GTAW : (a) Detalhe da região do arco, incluído neste caso metal de adição, (b) Montagem global do equipamento (MODENESI e MARQUES, 2000).

Como principais vantagens, pode-se destacar a produção de um cordão de solda de elevada qualidade, com poucas distorções e sem respingos, além de permitir a soldagem de diversos materiais (ASM, 1993). Suas características operacionais também permitem que a soldagem seja mecanizada.

Apesar das vantagens listadas acima, que proporcionam ao cordão de solda depositado pelo processo TIG grande qualidade, existem desvantagens consideráveis. Uma das limitações críticas é a taxa de deposição muito baixa, reduzindo a produtividade. Também a sua operação é mais complexa que nos processos por eletrodo revestido e no MIG, com o risco de contaminação da solda com tungstênio, caso o soldador permita que a ponta do eletrodo encoste na poça de fusão (ASM, 1993). Outra característica está relacionada à proteção gasosa, que pode ser afetada por correntes de ar, limitando a aplicação deste processo em ambientes externos (SILVA,2007).

### II.1.3 Soldagem GMAW

A soldagem Arco-Gas Metal é um processo onde a fonte de calor é resultado do arco elétrico estabelecido entre a peça e um eletrodo consumível, sob a proteção de gases especiais. Se este gás é inerte (Ar ou He), o processo é conhecido como MIG (*Metal Inert Gas*), se a proteção é oriunda de um gás ativo ($CO_2$ ou misturas Ar, $O_2$, $CO_2$), o processo é denominado MAG (Metal Active Gas), (MONDENESI e MARQUES, 2000). Uma de suas características de destaque é alta produtividade decorrente do fato que o eletrodo é alimentado continuamente através de uma “pistola” de soldagem, que também fornece o gás de proteção. A Figura II.4 mostra esquematicamente esse processo. Este tipo de soldagem é usado geralmente em produções de larga escala, principalmente na indústria automobilística (SILVA, 2007).

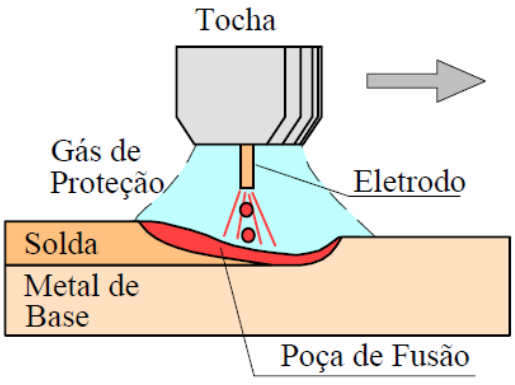



Figura II.4 Esquema de soldagem GMAW (MODENESI e MARQUES, 2000).

Como principais pontos positivos, o processo MIG/MAG possui taxas de deposição elevadas, e elevada capacidade de penetração. Outra vantagem encontrada é a velocidade de solda, muito maior em relação ao processo por eletrodo revestido, já que a alimentação do eletrodo é contínua, não sendo necessário interromper a soldagem para a troca do eletrodo. Isso permite também a deposição uniforme de cordões de solda de comprimentos maiores. Além disso, uma vez que o comprimento do arco se mantém praticamente constante entre a ponta do eletrodo e a peça, a influência do operador é reduzida (ASM, 1993). A Figura II.5, ilustra o esquema global do equipamento de soldagem do processo GMAW

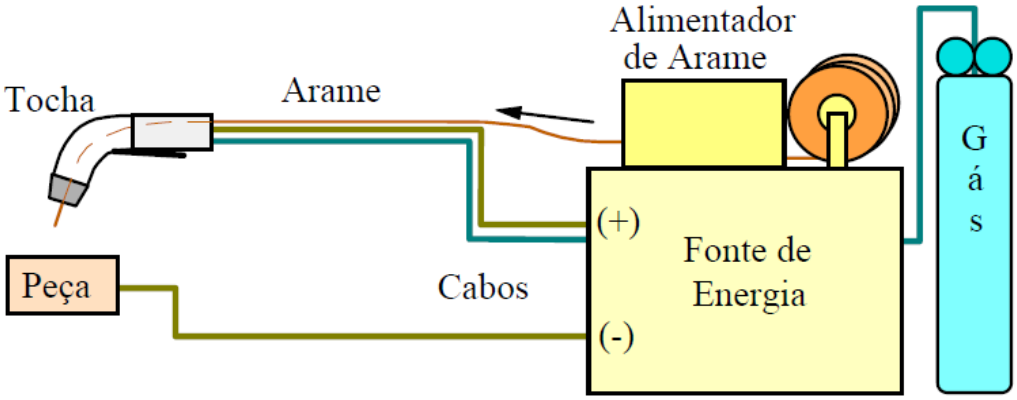



Figura II.5 Esquema de montagem do equipamento de soldagem GMAW MODENESI e MARQUES, 2000).

Apesar de diversas vantagens, existem limitações que são observadas neste processo em particular. O equipamento é relativamente caro e complexo, e devido às dimensões da “pistola”, a soldagem torna-se complexa em locais de difícil acesso. Por fim, um sério problema neste processo está relacionado ao gás de proteção, que pode ser dispersado por correntes de ar: com isso, a soldagem MIG/MAG possui aplicação limitada em ambientes externos (MODENESI e MARQUES, 2000; SILVA, 2007).

Este processo de soldagem possui uma grande flexibilidade na configuração do mecanismo de deposição do metal de adição, como a transferência globular, por spray e pulsada. A configuração do modo de transferência se dá através do controle de parâmetros de soldagem, como magnitude e tipo de corrente (contínua ou alternada), gás de proteção, configuração da fonte e características do eletrodo, como diâmetro e material (ASM, 1993).

### II.1.4 Soldagem por Arco Submerso

A Soldagem ao Arco Submerso, (*Submerged Arc Welding*) é um processo no qual o arco elétrico é gerado entre a peça e um eletrodo consumível, que é alimentado continuamente na tocha. Sua principal característica, e função de sua denominação, é o meio de proteção, estabelecido por uma camada de material fusível granulado (fluxo) que é depositado sobre a poça de fusão, proveniente da "pistola" de soldagem. Próximo ao arco, esse fluxo é fundido, protegendo a poça de fusão e estabilizando o arco, que não é visível (daí o termo "submerso"). Ao solidificar, o fluxo forma uma camada de escória que é posteriormente removida, e que pode ser reutilizada depois de misturada com fluxos novos (MODENESI e MARQUES, 2000; SILVA, 2007). A figura II.6 mostra esquematicamente esse processo.

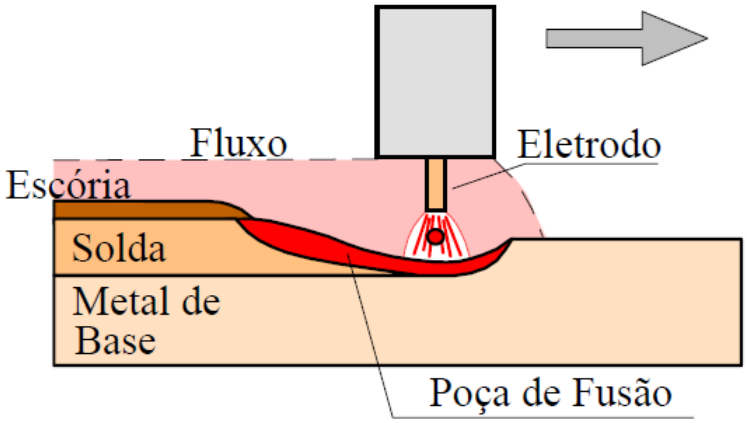



Figura II.6 – Soldagem por Arco Submerso (MODENESI e MARQUES, 2000).

Algumas vantagens podem ser enumeradas, como elevada penetração de solda e alta taxa de deposição. O fluxo também é responsável por características positivas como eliminar respingos e fumaça, além de ocultar o arco, remover impurezas na superfície e proteger a poça de fusão (ASM, 1993). Por fim, o custo por unidade de comprimento do cordão de solda é bastante reduzido, e a configuração do equipamento permite a automatização do processo, o que permite a mecanização total ou parcial da soldagem. A Figura II.7 ilustra o esquema global do processo de Soldagem por Arco Submerso.

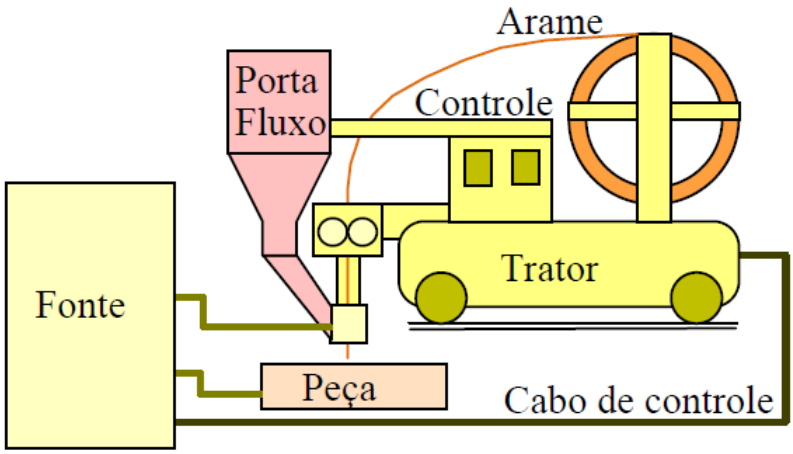



Figura II.7 – Soldagem por Arco Submerso (MODENESI e MARQUES, 2000).

Por outro lado, a soldagem por arco submerso possui algumas desvantagens em relação aos demais processos de soldagem. Uma das limitações de maior destaque está relacionada com a posição de soldagem, restrita basicamente apenas na soldagem horizontal, devido ao fluxo. Além disso, o fluxo gera quantidades consideráveis de escória, desta forma a soldagem multipasse deve ser interrompida para a remoção da escória solidificada. O elevado aporte térmico também pode ser prejudicial em chapas muito finas, sendo recomendada a soldagem apenas de chapas com espessuras superiores a 6,4 mm (ASM, 1993).

O processo por arco submerso é normalmente usado para soldar chapas de aço, sendo muito empregado na indústria naval e civil, bem como para a realização de revestimentos e diferentes componentes, como vasos de pressão e equipamentos pesados, cujas espessuras apresentam normalmente dimensões superiores a 6,4 mm (ASM, 1993; SILVA 2007).

## II.2 Processos de Soldagem por Atrito

A soldagem por atrito é um processo de soldagem em estado sólido que produz soldas pela rotação ou movimento relativo de duas peças sob forças compressivas, produzindo calor e deslocando material nas superfícies de atrito através de deformação plástica (ASM, 1993).

Enquanto processos de soldagem convencionais apresentam fusão macroscópica de material, a solda produzida na soldagem por atrito é caracterizada pela ausência de uma zona de fusão e pela presença de três zonas: uma estreita Zona Termicamente Afetada (ZTA), uma Zona Termomecanicamente Afetada (ZTMA) e uma zona recristalizada na fronteira de união entre as superfícies a serem unidas. Esta última zona também é denominada como *lente de soldagem* ou *weld nugget*. A qualidade da solda neste processo é dependente do tipo de material, das características da junta, dos parâmetros de soldagem e dos tratamentos pós-soldagem.

### II.2.1 Métodos de Soldagem por Atrito

A soldagem por atrito apresenta três métodos principais: convencional ou direto, por inércia e não convencionais (ASM, 1993).

#### II.2.1.1 Método Convencional (ou Direto)

Neste processo, uma das peças é acoplada a uma unidade motora capaz de aplicar a esta peça um movimento combinado de rotação e translação, enquanto a outra peça é totalmente restringida. Inicialmente a primeira peça é colocada para girar a uma velocidade predeterminada. Para serem soldadas, as peças são colocadas em contato e então uma força axial é aplicada, promovendo geração de calor assim que as superfícies de atrito entram em contato. Este processo continua por um tempo predeterminado, ou até que uma quantidade de deslocamento axial, também predeterminada, seja atingida. Em seguida, a unidade motora é desacoplada, e a peça atinge repouso pela atuação de um freio ou por sua própria resistência à rotação. A força axial é mantida ou aumentada (força de forjamento) durante um tempo predeterminado depois de a rotação cessar. A solda está assim completa.

Neste método de soldagem existem dois mecanismos diferentes de controle utilizados para estabelecer o fim do ciclo de soldagem. O processo pode ser finalizado quando um tempo predeterminado de soldagem é atingido, ou quando a peça móvel apresenta um deslocamento axial pré-estabelecido.

#### II.2.1.2 Método por Inércia

Neste processo, uma das peças é conectada a uma roda de inércia, enquanto a outra é restringida à rotação. A roda de inércia é acelerada a uma velocidade rotacional predeterminada por um motor, armazenando a energia exigida. O motor é então desacoplado e as peças são postas em contato. Este contato gera um atrito entre as superfícies sob forças compressivas.

A energia cinética armazenada na roda é dissipada como calor gerado pelo atrito na interface de solda à medida que a velocidade vai diminuindo. Um aumento da força de atrito pode ser aplicada (força de forjamento) antes da rotação parar. A força de forjamento é mantida por um tempo predeterminado depois da rotação cessar. Neste ponto a solda está então completa.

Ambos os processos (por inércia e convencional) produzem soldas de excelente qualidade. Observa-se que no método por inércia a energia é descarregada em um tempo menor em relação ao método direto, resultando em tempos de soldagem menores, ZTA mais estreita e uma lente de soldagem menor.

#### II.2.1.3 Métodos Não-Convencionais

Os principais métodos não convencionais são o *Friction Stir Welding* (FSW) e o *Friction Hydro Pillar Processing* (FHPP).

##### II.2.1.3.1 Friction Stir Welding (FSW)

O processo de soldagem por atrito (*Friction Stir Welding* – FSW) foi patenteado e desenvolvido inicialmente pelo *The Welding Institute* (TWI), localizado em Cambrigde, Inglaterra, em 1991. Novos estudos relativos a esse processo também foram desenvolvidos nos EUA a partir de 1995.

No processo FSW, a ferramenta não-consumível é composta por um pino (*probe*), que ao penetrar nas superfícies a serem unidas, desliza realizando o trabalho mecânico de plastificação do material e gerando o calor por atrito, produzindo a união entre as superfícies de união. A Figura II.8 apresenta uma representação esquemática do processo FSW indicando os principais parâmetros do processo (RUSSELL, 2000).

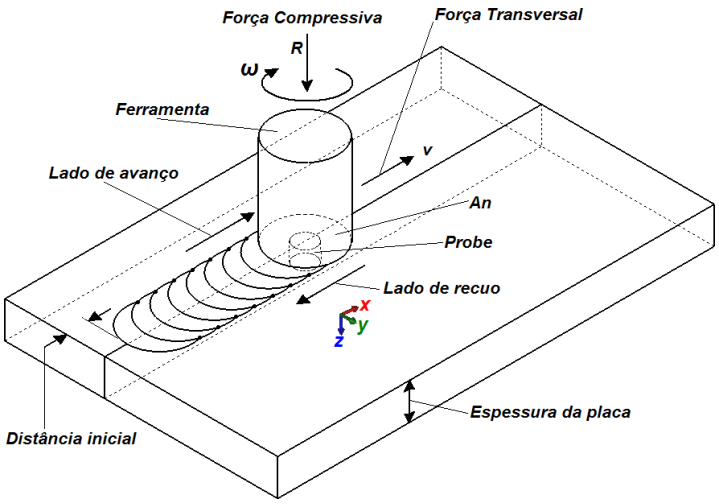



Figura II.8 – Processo FSW (Friction Stir Welding) (RUSSELL, 2000).

A análise do comportamento plástico do material em alta temperatura é muito importante no processo FSW, assim como em todos os processos de solda por atrito. Para a obtenção de soldas de boa qualidade, o material deve ser aquecido a temperaturas próximas à temperatura eutética, pois nessas condições o mesmo pode ser submetido às altas deformações plásticas inerentes ao processo sem que haja a falha do material por ruptura e a formação de trincas, uma vez que nestas temperaturas observa-se um decaimento acentuado do limite de escoamento. O aquecimento da superfície é obtido pelo atrito entre a ferramenta e as superfícies a serem unidas e pela potência associada às deformações plásticas que se desenvolvem ao longo do processo.

O processo FSW tem sido utilizado em soldagem de ligas de alumínio na indústria aeroespacial e recentemente tem sido obtidos ótimos resultados em soldagem de dutos, onde a excelente qualidade da união, aliada à automatização, proporciona

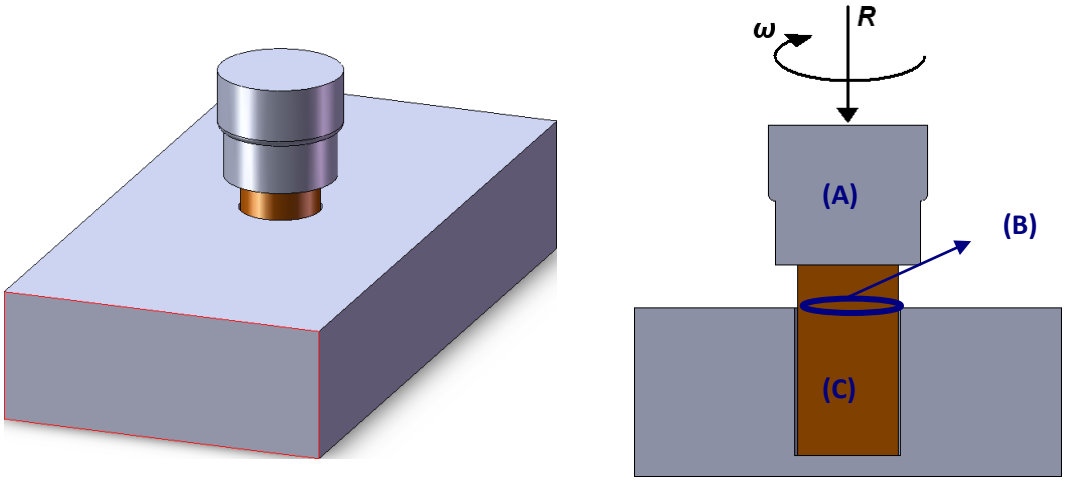
uma grande produtividade com segurança (JUNIOR, 2003; AIRES, 2007;NADAN *et al.*, 2008).

#### II.2.1.3.2 Friction Hydro Pilar Processing (FHPP)

O processo FHPP é um processo de soldagem por atrito onde um pino consumível é colocado em rotação e, em seguida, o mesmo é inserido axialmente numa cavidade previamente aberta, efetuando o preenchimento da cavidade. Este processo difere do processo FSW, onde o pino é não-consumível.

O contato do consumível submetido a uma rotação e forçamento axial gera a fricção que produz o calor, plastificando profundamente a zona em contato com a ferramenta. Ao final do processo, a resistência à rotação da ferramenta aliada à plastificação da mesma e o calor gerado no processo, ocasiona o cisalhamento da ferramenta. As Figuras II.9*a* e II.9*b* apresentam uma representação esquemática mostrando a ferramenta e as regiões do processo.

Em função do extremo trabalho mecânico e das altas temperaturas que o consumível está submetido, a microestrutura do material depositado e de sua vizinhança fica recristalizada, apresentado diferentes propriedades mecânicas antes e após o processo. Tais modificações são muitas vezes benéficas quanto às propriedades mecânicas (estáticas e dinâmicas) do material (THOMAS, 1997; RUSSEL, 2000).




(*a*) (*b*)

Figura II.9 - Processo FHPP. (*a*) Ferramenta no instante de inserção da cavidade enquanto. (*b*) Regiões do processo: Consumível (A), Interface de fricção (B) e Material depositado (C).

O FHPP é um processo indicado para automatização e pode ser utilizado em processos de soldagem operados remotamente, como em ROVs (*Robotic Operated Vehicles*). Sistemas de soldagem do tipo FHPP apresentam dificuldades para operarem unidades ROVs ou mesmo em equipamentos móveis para uso em campo, em função em decorrência das grandes forças utilizadas no processo e da necessidade de mecanismos de grande capacidade de fixação para as peças a serem unidas. Projetos utilizando braçadeiras mecânicas e eletroímãs têm sido estudados para execução de operação de construção ou reparo, inclusive pela Petrobras (PIRES, 2007).

O controle no processo FHPP é extremante importante, tanto o controle da velocidade de rotação e forçamento axial como o posicionamento da ferramenta, uma vez que a qualidade da união depende do trabalho de fricção da ferramenta junto às superfícies a serem unidas.

#### II.2.1.3.3 Costura por Fricção (Friction Stitch Welding)

O processo de Costura por Fricção (*Friction Stitch Welding* - FSW) é uma variação do processo FHPP e tem como objetivo principal o reparo de trincas. A costura por fricção é um processo onde uma série de soldas do tipo FHPP são sobrepostas em um ou múltiplos passes, até o completo preenchimento da trinca.

Este processo é descrito esquematicamente nas Figuras II.10 e II.11, (GIBSON *et al*, 2000, PINHEIRO *et al.*, 2001).

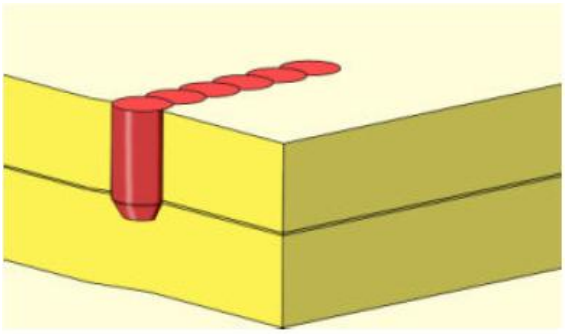


Figura II.10 – Processo de Costura por Fricção (FSW) em um passe (GIBSON *et al*, 2000).

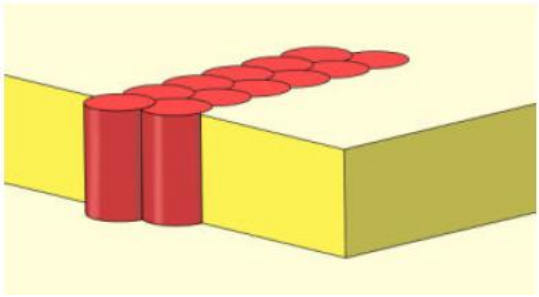


Figura II.11 – Processo de Costura por Fricção (FSW) com múltiplos pase (GIBSON *et al*, 2000).

A técnica de Costura por Fricção foi inventada e desenvolvida no TWI em Cambridge, na Inglaterra, e vem sofrendo profundos aperfeiçoamentos nos EUA no centro de pesquisa GKSS - Forschungszentrun, em Geesthacht - Alemanha, e pela Petrobras, no Brasil (AIRES, 2007).

A possibilidade de reparo em estruturas off-shore, assim como de embarcações sem a necessidade de recolhimento ou uso de docas secas, é uma grande vantagem deste processo (PINHEIRO *et al.*, 2001).

### II.2.2 Microestrutura das Ligas Soldadas por Atrito

Na microestrutura das ligas soldadas por FSW, assim como para outros processos de soldagem por atrito, inclusive o FHPP, normalmente estão presentes quatro regiões distintas: Metal de Base, Zona Termicamente Afetada (ZTA), Zona Termomecanicamente Afetada (ZTMA) e Zona Recristalizada, ou Lente de Soldagem (*weld nugget*), como mostrado na Figura II.12.

A lente de soldagem é uma região associada ao volume plástico deslocado pelo movimento de rotação e translação da ferramenta.

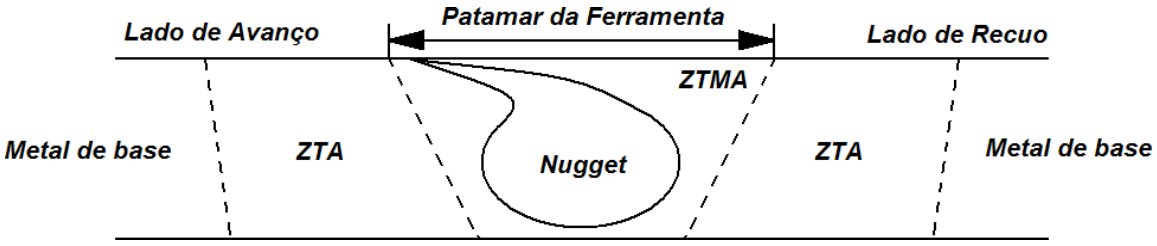



Figura II.12– Perfil da seção de transversal de solda por atrito. *Nugget* – Lente de Soldagem, adaptação (RUSSELL, 2000).

Cada uma das regiões apresenta características distintas (CAELETTI *et al*, 1991; WAINER *et al*, 2000; RUSSEL, 2000; SCHWARTZ e PARIS, 2003):

a) Metal de base

Esta região não sofre influência do calor gerado e da taxa de deformação produzida pelo processo. Não há diferença entre as propriedades mecânicas e metalúrgicas antes e após o processo de soldagem.

b) Zona Termicamente Afetada – ZTA

Região onde há alterações metalúrgicas em decorrência do aporte térmico relacionado ao processo de soldagem. Em ligas endurecíveis por precipitação ou submetidas a trabalho mecânico a frio, observa-se uma diminuição no valor

de dureza desta região, pela ação conjunta do superenvelhecimento e recuperação. Os efeitos dos ciclos térmicos através da alteração da densidade de linhas de discordância, reações de dissolução e precipitação de partículas endurecedoras, podem afetar a resistência mecânica da junta.

c) Zona Termo-Mecanicamente Afetada – ZTMA

Região onde se observam modificações metalúrgicas em decorrência do gradiente térmico e do trabalho mecânico do processo de soldagem, apresentando alto grau de deformação plástica. Nesta região, os ciclos térmicos são responsáveis pela aceleração do processo de envelhecimento (superenvelhecimento) e de recuperação. Nessa área observa-se o início da alteração na orientação dos grãos (devido à deformação) bem como no seu tamanho médio (encruamento / recristalização). Particularmente na região próxima à lente de soldagem deve-se esperar um certo grau de encruamento.

d) Lente de Soldagem (*weld nugget*)

Região correspondente ao volume de material trabalhado plasticamente pelo pino. O material da lente é completamente recristalizado, com microestrutura muito fina e grãos equiaxiais com tamanho menor que 10μm. A forma e o tamanho da lente variam com o tamanho da ferramenta, o tipo de liga e os parâmetros de soldagem adotados. A presença de grãos recristalizados ao invés de sub-grãos, é confirmada através de técnicas de microscopia eletrônica, onde se observa grão equiaxiais separado por contornos de alto ângulo, ocorrendo um decréscimo na densidade de linhas de discordância.

O volume plástico correspondente à lente de soldagem é responsável pela geração de energia térmica às superfícies a serem unidas.

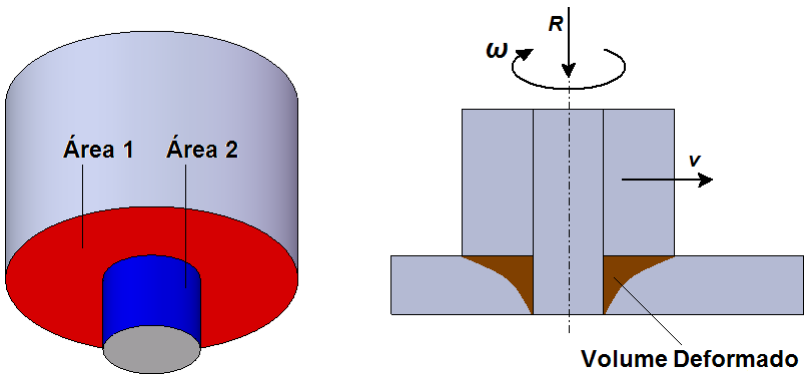
### II.2.3 Parâmetros relevantes

Neste item são discutidos os parâmetros relevantes nos processos de soldagem por atrito (ASM, 1993):

- Velocidade relativa entre as superfícies
- Forçamento normal
- Tempo em que a peça ficou submetida ao aquecimento
- Deslocamento
- Temperatura das superfícies de atrito
- Natureza do material a ser soldado
- Presença de filmes na superfície
- Propriedades mecânicas da ferramenta
- Tempo requerido para parar o fuso
- Duração do tempo de aplicação do forçamento

Os processos FSW e FHPP possuem grandes semelhanças e a influência dos principais parâmetros se dá de uma forma similar. As duas diferenças fundamentais são as seguintes: a) no processo FSW a ferramenta é não-consumível enquanto que no FHPP a ferramenta é consumível e b) no processo FSW existe uma condição de deslizamento da ferramenta em relação à peça enquanto que no processo FHPP não existe esta condição.

A Figura II.13 mostra em uma representação esquemática do processo FSW os principais parâmetros.




(*a*) (*b*)

Figura II.13 – Processo FSW. (*a*) Ferramenta utilizada e áreas principais: patamar (Área 1) e pino ou *probe* (Área 2), adaptação (RUSSEL, 2000) .

Os parâmetros principais do processo FSW são os seguintes (CAELETTI *et al*, 1991; SCHWARTZ e PARIS, 2003; WAINER *et al*, 2000):

a) Velocidade de soldagem (de translação) ou avanço da ferramenta (*v*)

É o principal parâmetro que afeta a produtividade do processo. Atua diretamente, junto com a velocidade de rotação, no desenvolvimento do aporte térmico por unidade de comprimento. Sendo assim deve-se escolher uma relação adequada entre velocidade de soldagem e qualidade da solda produzida. O calor gerado é inversamente proporcional à velocidade de soldagem. Assim, velocidades muito elevadas podem dificultar a plastificação do material, produzindo soldas com defeitos e afetando as propriedades mecânicas da peça.

b) Velocidade de rotação ($\omega$)

O calor gerado é diretamente proporcional a este parâmetro, sendo por muitos autores o mais importante parâmetro relacionado à qualidade da solda no processo FSW. Sendo assim, para proporcionar um maior aporte térmico são necessárias velocidades de rotação elevadas, que acarretam no aumento dão atrito entre a ferramenta e a peça. Em altas velocidades rotacionais, a ação das profundas microrugosidades presentes nas superfícies de atrito é substituída por uma ação de polimento. Como resultado, para alcançar as condições de

plastificação nas superfícies de atrito, longos tempos de aquecimento são exigidos, com velocidades rotacionais elevadas que levam a tempos de resfriamento elevados, ZTAs largas e, conseqüentemente, dureza mais baixa no contorno das superfícies da solda. Por outro lado, baixas velocidades de rotação geralmente produzem uma ZTA mais fina.

c) Projeto da ferramenta (Área 1, Área 2 e *R*)

A ferramenta utilizada no processo FSW é dividida em duas partes. A primeira é uma região plana, denominado patamar (*shoulder*), que mantém um contato contínuo com as superfícies das peças a serem unidas, estando representada na Figura II.13*a* através da Área 1. A segunda é um pino (*probe*) que desloca-se no interior das interfaces a serem unidas, estando representada na Figura II.13*a* através da Área 2. Este pino é responsável pelo elevado trabalho mecânico ao qual as superfícies estão sujeitas durante o processo FSW, resultando em uma zona de volume plastificado, conforme mostrado na Figura II.13*b*. Esse intenso trabalho mecânico provoca grandes alterações nas propriedades mecânicas e metalúrgicas da região soldada.

O patamar é responsável pela aplicação da força de compressão vertical, (*R*), associada ao atrito entre a ferramenta e a peça. O calor gerado no processo é diretamente proporcional a este parâmetro. Além disso, este parâmetro atua como contendor do material plastificado, forjando-o.

O material da ferramenta deve ser escolhido em função da temperatura de trabalho e da resistência mecânica do material de base a ser soldado. Como o pino e o patamar experimentam diferentes níveis de abrasão, a ferramenta pode ser desenvolvida com materiais diferentes. Contudo, os materiais utilizados devem possuir boa resistência à abrasão e resistência a altas temperaturas. Sendo a ferramenta utilizada no processo FSW não-consumível, o seu material não deve reagir com o material a ser soldado e não deve ser um bom condutor de calor, de forma a garantir que a maior parcela do calor fornecido permaneça na zona de soldagem.

No processo de soldagem FHPP, a ferramenta possui apenas a velocidade de rotação e o forçamento axial como principais parâmetros, uma vez que, diferente do processo FSW, não ocorre deslizamento de translação junto às superfícies a serem unidas. A Figura II.14 apresenta a geometria básica envolvida no processo Friction *Taper Pug Welding* – FTPW , proposto por SHERCLIFF (2006). O processo idêntico ao FHPP, variando deste quanto ao a geometria da ferramenta.

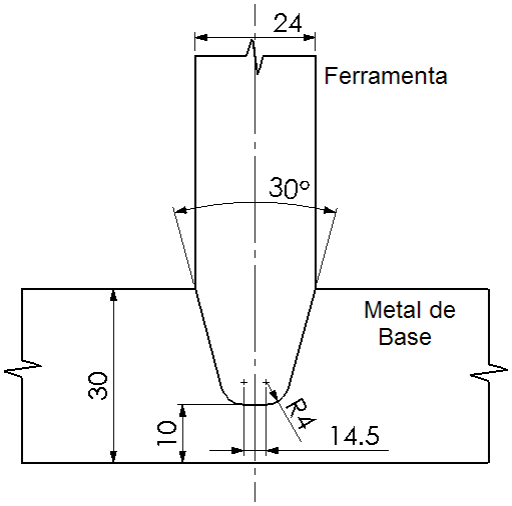



Figura II.14 – Geometria da ferramenta de soldagem por atrito para o processo FTPW, segundo (SHERCLIFF,2006).

O forçamento axial no processo FHPP ou no FTPW deve ser alto o suficiente para colocar as superfícies de atrito em perfeito contato superficial e garantir uma boa penetração da ferramenta, evitando assim regiões não trabalhadas no interior da união soldada. O tempo de aquecimento é significativamente influenciado pela pressão axial e pela velocidade rotacional, sendo reduzido quando a pressão é aumentada e quando a velocidade rotacional decresce. Para uma dada pressão, o tempo de aquecimento aumenta com o aumento da velocidade rotacional.

O tipo e a fração final das fases microestruturais dependem diretamente do pico de temperatura alcançado durante o ciclo de soldagem e da taxa de resfriamento subseqüente. Além da temperatura, o trabalho mecânico, principalmente na região da lente de soldagem, afeta a microestrutura da união soldada, gerando nesta região normalmente uma estrutura totalmente recristalizada.

A geometria e as dimensões da lente de soldagem também afetam a taxa de resfriamento de toda a união soldada, uma vez que havendo uma lente de soldagem com grande volume, essa armazenará uma grande energia térmica, que acaba afetando a taxa de resfriamento da ZTA.

Desta forma, o controle das propriedades mecânicas depende diretamente do tempo de aquecimento. De um modo geral, tempos de aquecimento menores estão associados a uma resistência mecânica mais elevada, enquanto que tempos de aquecimento maiores estão associados a valores de tenacidade mais elevados.

A rugosidade superficial também é um parâmetro importante no processo, pois com o aumento da força normal e/ou com a repetição do deslizamento, a superfície de contato fica mais plana, aumentando a área de contato e o calor gerado, conforme mostra a Figura II.15. Cria-se uma camada de material plastificado, que atua como "lubrificante" facilitando o deslizamento assim como a transferência de calor entre as peças, como é apresentado na Figura II.16 (SHERCLIFF, 2006).

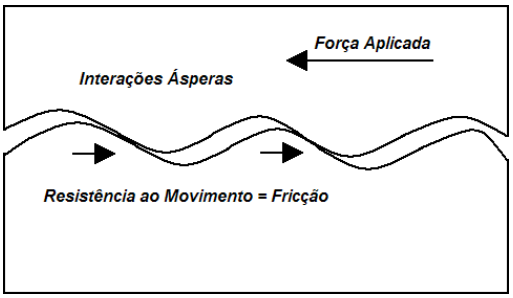



Figura II.15 - Rugosidade inicial das chapas a serem unidas, início da planificação das superfícies (SHERCLIFF, 2006).

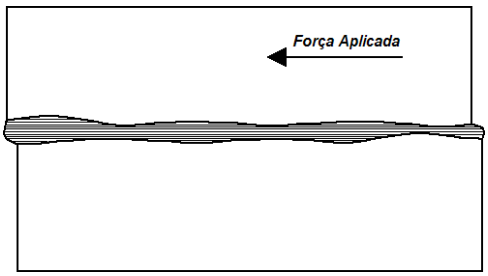



Figura II.16 – Geração da superfície “lubrificante” após o atrito entre as superfícies (SHERCLIFF, 2006).

Após a primeira interação entre as superfícies, a rugosidade tende a diminuir em decorrência da plastificação do material e da planificação das superfícies. O resultado deste fenômeno de planificação é a elevação da temperatura em função do atrito entre as superfícies, uma vez que as mesmas apresentam agora uma maior região de contato e uma menor resistência ao escorregamento.

## II.3 Conceitos Fundamentais de Transferência de Calor

O comportamento dos componentes mecânicos submetidos a um processo de soldagem depende fortemente dos fenômenos associados à transferência de calor. Dessa forma, neste capítulo são introduzidos alguns conceitos fundamentais de transferência de calor.

### II.3.1 Condução de Calor Unidimensional em Regime Permanente

A análise da condução de calor em sistemas unidimensionais permite a obtenção de soluções simples que auxiliam no entendimento dos principais fenômenos térmicos presentes em peças soldadas. Na categoria de sistemas unidimensionais podem ser incluídas várias formas geométricas. Dentre elas, os sistemas cilíndricos e esféricos são considerados unidimensionais quando a temperatura do corpo é função somente da distância radial e independe da distância axial. Em alguns problemas bidimensionais, como a soldagem de chapas longas finas longe das extremidades (SILVA, 2007), a condução de calor em uma das duas coordenadas espaciais da seção transversal da chapa pode ser desprezada, e o problema de fluxo de calor pode ser aproximado por uma análise unidimensional.

A condução de calor para o caso unidimensional pode ser escrita através da Lei de Fourier (HOLMAN, 1983):

$$q = -KA\frac{dT}{dx} \tag{1}$$

onde *A* é área da seção transversal, *q* é o fluxo de calor na direção *x*, *T* é a temperatura do material e *K* a condutividade térmica do material.

Para uma situação em regime permanente, onde o corpo está em equilíbrio, a aplicação da primeira lei da Termodinâmica resulta em (PACHECO, 1994):

$$-\frac{\partial}{\partial x}\left(-K\frac{\partial T}{\partial x}\right)+r+a_i+a_T=0 \qquad (2)$$

onde *h* é o coeficiente de convecção, *r* corresponde ao termo de geração de calor. Os termos $a_i$ e $a_T$ são os acoplamentos termomecânicos: o primeiro é o acoplamento interno, sempre de valor positivo e que se comporta como uma fonte de calor adicional na equação para corpos rígidos; o segundo é o acoplamento térmico, e representa a dependência da temperatura observada nas variáveis principais do modelo, como deformações e percentual de fases microestruturais (PACHECO, 1994; PACHECO *et al*, 2001; SILVA *et al*, 2004).

### II.3.2 Condução de Calor Unidimensional em Regime Transiente

Quando um corpo sofre alguma perturbação externa súbita associada ao seu carregamento externo ou às suas condições de contorno ou propriedades termomecânicas, transcorrerá um certo intervalo de tempo até que se atinja uma condição de equilíbrio, equivalente ao regime permanente. Esse intervalo de tempo é denominado de regime transiente.

A análise do regime transiente referente às etapas de aquecimento e resfriamento de um corpo durante um processo de soldagem, antes que ele atinja um estado de equilíbrio, pode ser estudada considerando-se a equação da energia do corpo (SILVA, 2007):

$$-\frac{\partial}{\partial x}\left(-K\frac{\partial T}{\partial x}\right)+r+a_i+a_T=\rho c\frac{\partial T}{\partial t} \qquad (3)$$

onde $\rho$ é a massa específica, *c* é o calor específico e *t* é o tempo.

### II.3.3 Princípios da Convecção

O estudo do processo de troca de calor entre sólidos e fluidos é bastante complexo, pois envolve, além de um balanço de energia, uma análise de dinâmica dos fluidos. Na análise de problemas térmicos a transferência de calor entre sólidos e fluidos normalmente é representada através de um processo de transferência de calor equivalente, denominado processo de convecção. A convecção é então utilizada como uma condição de contorno para representar a troca de calor entre um corpo sólido e um fluido que o envolve.

O efeito global da convecção é expresso através da Lei de Newton (HOLMAN, 1983):

$$q \propto A_s (T_p - T_\infty) \tag{4}$$

Quando uma constante de proporcionalidade é inserida:

$$q = hA_s (T_p - T_\infty) \tag{5}$$

onde $A_s$ é a área da superfície em contato com o fluido, $h$ coeficiente de convecção, ou coeficiente de convecção, e $(T_p - T_\infty)$ é a diferença de temperatura entre o fluido longe da superfície e o sólido.

### II.3.4 Convecção Natural

Na convecção natural em um fluido, seja um gás ou um líquido, o movimento do mesmo é causado pela diferença de densidade provocada pelo processo de aquecimento. Esse movimento resulta das forças de empuxo impostas ao fluido quando a sua densidade diminui nas proximidades da superfície de transferência de calor devido ao aquecimento. As forças de empuxo não se manifestariam se o fluido não fosse submetido a algum campo de força externo como o campo gravitacional, embora a gravidade não seja o único tipo de campo que pode produzir as correntes de convecção natural. As forças de empuxo que dão origem as correntes de convecção natural são chamadas de forças de campo.

### II.3.5 Análise de Sistemas Concentrados

A transferência de calor em regime transiente em sistemas que podem ser considerados como tendo uma distribuição de temperatura uniforme é normalmente tratada através de uma análise concentrada. Tais sistemas são obviamente idealizados, pois um gradiente de temperatura deve existir num material para que se desenvolva condução de calor através do mesmo.

Num corpo submetido a um resfriamento, o método de análise concentrada apresenta bons resultados se este apresentar uma distribuição de temperatura aproximadamente uniforme durante o resfriamento. Essa distribuição de temperatura depende da condutividade térmica do material e das condições de transferência de calor entre a superfície do corpo e o ambiente, por convecção. Uma distribuição de temperatura razoavelmente uniforme deverá ser obtida se a resistência à transferência de calor por condução for pequena comparada à resistência de convecção na superfície, de forma que o maior gradiente de temperatura ocorra através da convecção de fluido junto à superfície. Desta forma a análise concentrada admite que a resistência interna do corpo é desprezível em relação à resistência externa.

Na análise de um sistema concentrado simples utiliza-se a seguinte equação, obtida de um balanço de energia (HOLMAN, 1983):

$$q = hA_s(T - T_\infty) + a_i + a_T = -c\rho V \frac{dT}{dt} \qquad (6)$$

onde $A_s$ é a área da superfície de convecção e $V$ é o volume.

Aplicando-se a condição inicial $T = T_0$ para $\tau = 0$ e integrando a equação (6) é possível obter-se uma solução analítica fechada para o problema.

### II.3.6 Condução de Calor Bidimensional em Regime Transitório

A formulação apresentada a seguir é limitada a sistemas bidimensionais. A equação diferencial que descreve o processo de transferência de calor num sólido é dada por (HOLMAN, 1983):

$$K\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}\right)+a_i+a_T=\rho c\frac{\partial T}{\partial t} \qquad (7)$$

sendo *x* e *y* as coordenadas das direções em relação às quais se desenvolve o processo de transferência de calor. Para esta situação, apesar de existirem soluções analíticas para casos mais simples, soluções numéricas baseadas no método das diferenças finitas são normalmente desenvolvidas (HOLMAN, 1983). Para condições de contorno variáveis no tempo, propriedades do material dependentes da temperatura, bem como geometrias complexas do corpo, podem inviabilizar a obtenção de uma solução analítica fechada. Nesses casos, os problemas são resolvidos por técnicas numéricas.

### II.3.7 Radiação Térmica

A troca de calor por radiação torna-se importante principalmente para temperaturas elevadas. Dessa forma este tipo de toca de calor pode vir a ser importante na análise dos processos de soldagem. A radiação térmica é a radiação eletromagnética emitida por um corpo em função de sua temperatura (HOLMAN, 1983). A radiação térmica está associada à temperatura de uma superfície emissora da radiação, e a capacidade de absorção desta radiação por outro corpo.

Todo o material acima do zero absoluto emite radiações térmicas, o poder de emissão (E) é a energia radiante por unidade de tempo e por unidade de área. O poder de emissão máximo corresponde ao corpo negro.

A fração de radiação distribuída a partir de uma superfície $A_i$ é que alcança um superfície $A_j$ é denominada de Fator de forma pra Radiação $F_{ij}$,onde o primeiro índice indica a superfície que emite e o segundo a superfície que recebe radiação.

Sendo a radiação térmica uma radiação eletromagnética, quando a densidade de energia é integrada para todos os comprimentos de onda, a energia total emitida é

proporcional à quarta potencia da temperatura absoluta, pela lei de Srefan-Boltzmann, (HOLMAN, 1983):

$$E=\sigma T^4 \quad (8)$$

Uma expressão pode ser desenvolvida considerando a lei de Srefan-Boltzmann e o conceito do fator de forma, podendo assim determinar o fluxo de calor transferido por radiação entre duas superfícies a diferentes temperaturas por:

$$\dot{q} = \sigma \varepsilon A_i F_{ij} (T_i^4 - T_j^4) \quad (9)$$

$\sigma$ = constante de Stefan-Boltzman t

$\varepsilon$ = emissividade

$A_i$ = Área da superfície *i*

$F_{ij}$ = fator de forma entre a superfícies *i* e *j*

$T_i$ = temperatura da superfície *i*

$T_j$ = temperatura da superfície *j*

## II.4 Tensões Residuais

Durante o projeto de um componente mecânico, geralmente leva-se em consideração apenas as tensões originadas dos carregamentos que serão aplicados em serviço. Entretanto, na prática os componentes partem de uma condição inicial onde são observadas tensões internas, que se fazem presentes mesmo em situações sem carregamento. Essas tensões são denominadas *tensões residuais*.

Em componentes metálicos, essas tensões são normalmente induzidas pelos procedimentos de fabricação utilizados. Processos de fabricação como tratamentos térmicos, usinagem, conformação mecânica e soldagem são responsáveis pelo surgimento de tensões residuais. Estas tensões são somadas às tensões de serviço ou operacionais, e o componente fica submetido a um valor de tensão total igual a (SILVA, 2007):

$$\sigma_{Total} = \sigma_{Operacional} + \sigma_{Residual} \quad (10)$$

Nos processos de soldagem convencionais, por fusão, as tensões residuais são resultado direto do ciclo térmico causado pelo fluxo de calor localizado que promove

elevados gradientes de temperatura. Os gradientes de temperatura que se desenvolvem no componente resultam em uma distribuição de deformação plástica não-homogênea, que promove campos de tensão residual quando a peça atinge a temperatura ambiente (SILVA, 2007).

Nos processos de soldagem por atrito, o trabalho mecânico promove tensões residuais que são resultantes da ação de dois mecanismos acoplados: o ciclo térmico devido ao aquecimento localizado da peça e as deformações plásticas geradas pelo próprio processo mecânico. Este último mecanismo, que não está presente nos processos de soldagem por fusão convencionais, é, portanto, um aspecto adicional a ser considerado no estudo das tensões residuais presentes em uma peça submetida a um processo de soldagem por atrito.

Segundo ANTUNES (1995), em materiais metálicos policristalinos, como o aço, as tensões residuais podem ocorrer de três modos principais, em função das dimensões da região onde elas ocorrem:

Modo I: tensões distribuídas em uma grande região do material, ou seja, em vários grãos de sua microestrutura;

Modo II: tensões distribuídas em um grão da microestrutura cristalina;

Modo III: tensões distribuídas em um “ponto” do material, em distâncias interatômicas.

De uma forma geral, as tensões residuais do Modo I são responsáveis por deformações macroscópicas do material, logo também são denominadas *tensões residuais macroscópicas*. Por sua vez, as tensões residuais dos Modos II e III não causam modificações dimensionais no componente, sendo definidas como *tensões residuais microscópicas*. Uma vez que são conhecidas poucas informações a respeito de como as tensões residuais microscópicas se processam, a maioria dos estudos de soldagem leva em consideração apenas as tensões residuais do Modo I (SILVA, 2007).

Na soldagem por atrito, ocorre severa plastificação do material junto à *lente de soldagem* (região na fronteira das estruturas em fricção), que pode contribuir para o surgimento de tensões residuais.

Diferente do processo de soldagem por fusão, onde o surgimento de tensões residuais trativas pode comprometer a vida à fadiga de um equipamento, na soldagem

por atrito as tensões oriundas das elevadas deformações plásticas são geralmente compressivas, o que pode vir a contribuir para aumentar a vida à fadiga da peça (FRANCIS, 2002; CHEN e KOVACEVIC, 2003).

## II.5 Acoplamento Termomecânico

Os aspectos da fenomenologia do processo de soldagem em ligas metálicas envolvem o acoplamento entre diferentes processos físicos, denominado de *acoplamento termomecânico*, e sua descrição é bastante complexa. Basicamente três acoplamentos são essenciais (SILVA, 2007):

- *Térmico:* gradientes de temperatura resultantes do processo de transferência de calor (condução, convecção, radiação e geração de calor). A evolução da temperatura promove a variação das propriedades do material, transformação de fase e deformações;
- *Transformação de Fase:* alterações morfológicas, decorrentes da evolução da temperatura, que induzem deformações volumétricas e plásticas, além de geração de calor. Os níveis de tensão presentes afetam a cinética da transformação;
- *Mecânico:* a evolução da temperatura em conjunto com o processo de transformação de fase promovem o desenvolvimento de deformações elásticas e plásticas, resultando em um estado de tensões residuais. Por sua vez, as deformações promovem a geração de calor.

Em conformação mecânica, o acoplamento termomecânico usualmente é levado em conta através de uma constante empírica, denominada fator de conversão de calor ($\chi$). Este fator representa a quantidade da potência de deformação plástica que é transformada em calor, ou seja (PACHECO, 1994):

$$\chi = \frac{a_i + a_T}{\sigma_{ij}\dot{\varepsilon}_{ij}^{p}} \qquad (11)$$

Conforme descrito na equação (2), os termos $a_I$ e $a_T$ são, respectivamente, os acoplamentos interno e térmico. O primeiro é sempre positivo e tem uma função na equação de energia similar a uma fonte de calor na equação de calor para corpos rígidos. O segundo está associado à dependência das variáveis com a temperatura (PACHECO, 1994; PACHECO *et al.*, 2001; SILVA *et al.*, 2004). A literatura recomenda a utilização de um valor de $\chi$ na faixa de 0,85 a 0,95 (TAYLOR e QUINNEY, 1933; KOBAYASHI *et al.*, 1989; TOMITA *et al.*, 1990; SIMO e MIEHE, 1992).

No processo de soldagem por atrito a geração de calor é promovida por dois fatores: o atrito entre a ferramenta e as superfícies a serem unidas e o acoplamento termomecânico associado à dissipação mecânica e alterações internas no material sendo processado. De modo similar ao caso de conformação mecânica, no processo de soldagem por atrito grande parte da geração de calor promovida pelo acoplamento interno está associada à potência plástica desenvolvida ($\sigma_{ij}\dot{\varepsilon}_{ij}^{p}$).

## III.1 Modelos de Fonte de Calor

O fenômeno térmico tem fundamental importância na modelagem dos processos de soldagem, uma vez que afeta diretamente os fenômenos mecânicos e de transformação de fase. Dentre suas características, a representação da fonte de calor merece destaque. A modelagem precisa de suas características send fundamental para que se obtenha uma resposta correta do processo, independente da modalidade de soldagem. Os processos de soldagem, contam com diversos modelos de fonte de calor disponíveis na literatura, utilizados para estimar o comportamento térmico do processo.

### III.1 Modelos para Processos Convencionais por Fusão

Nos processos convencionais de soldagem, onde a união é produzida por fusão, uma fonte de energia externa é aplicada à peça promovendo uma distribuição característica de fluxo de calor que controla o comportamento térmico da peça. Uma abordagem bastante utilizada no estudo de processos convencionais por fusão consiste na utilização de modelos de fonte que consideram a distribuição desse fluxo de calor, definido por parâmetros da fonte geradora e do processo, de acordo com uma geometria conhecida, cuja distribuição do fluxo de calor é modelada por equações dependentes da posição e do tempo (SILVA, 2007). A definição destes modelos é de grande importância para o estudo, pois uma representação inadequada do comportamento térmico pode comprometer a representação dos demais fenômenos presentes que dependem dela, como o mecânico e o de transformação de fase.

De uma maneira geral, estes modelos de fonte propostos utilizam uma distribuição normal (gaussiana) para representar a distribuição de fluxo de calor, ou seja, os maiores fluxos são observados no centro da distribuição, comportamento normalmente esperado em uma fonte de calor. Dentre as diversas metodologias existentes na literatura, duas podem ser destacadas como de boa aplicabilidade para a representação da fonte de calor da soldagem por fusão (SILVA, 2007): a Distribuição Superficial e a Distribuição Volumétrica.

### III.1.1 Distribuição Superficial

Neste modelo, o fluxo de calor é distribuído em uma área circular de raio *C* (cujo valor é estimado em função da concentração da fonte de calor), que se move ao longo da chapa, na direção do movimento da fonte. Esse modelo foi inicialmente apresentado por PAVELIC *et al.* (1969), utilizando uma formulação simples, sem considerar o deslocamento da fonte. Segundo este modelo, o fluxo de calor pode ser representado através da expressão:

$$q(r) = q(0)e^{-Cr^2} \tag{12}$$

onde *r* é a coordenada radial dentro da área circular e *q*(0) o valor máximo do fluxo de calor, presente no centro da distribuição.

KRUTZ e SEGERLIND (1978) apresentaram uma revisão do modelo anterior, incluindo um termo relativo ao movimento da posição do centro da fonte ao longo da direção de soldagem. Neste modelo, considera-se um sistema de coordenadas móvel posicionado no centro da fonte e um sistema de coordenadas fixo posicionado sobre um plano de referência. A Figura III.1 apresenta o modelo e os parâmetros associados. A distribuição de fluxo de calor é representada em coordenadas cartesianas através da seguinte equação:

$$q(x,\xi) = \frac{3Q}{\pi c^2} e^{-3x^2/c^2} e^{-3\xi^2/c^2} \tag{13}$$

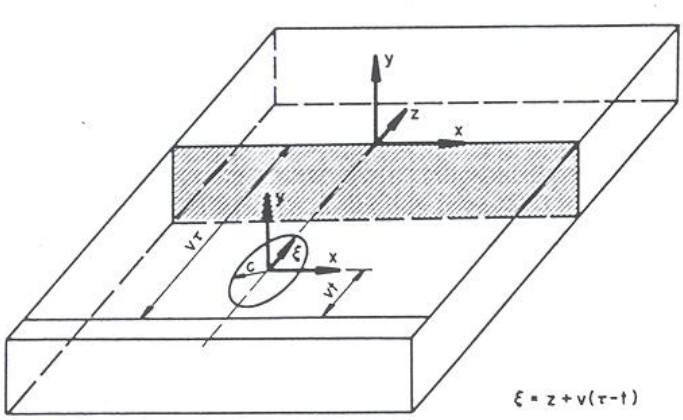



Figura III.1 - Distribuição Superficial (GOLDAK *et al*, 1984).

Nesta expressão, $\xi$ representa a posição na direção de soldagem em relação ao sistema de coordenadas móvel, localizado no centro da distribuição da fonte de calor de soldagem, enquanto *Q* representa o fluxo total gerado pela fonte. Esta posição pode ser definida pela equação:

$$\xi = z + v(\tau - t) \tag{14}$$

onde *z* representa a posição na direção de soldagem em relação a um sistema de coordenadas fixo, localizado sobre a superfície referenciada para o estudo; *v* é a velocidade de soldagem; $\tau$ é o fator de atraso da soldagem, representando o tempo necessário para que o centro da distribuição, partindo da posição inicial de soldagem, atinja a superfície de referência; por fim, *t* é a variável tempo. Desta forma, quando $\tau = t$, tem-se que $\xi = z$, indicando que os dois sistemas de coordenadas (móvel e fixo) são coincidentes, logo a fonte de calor de soldagem encontra-se exatamente sobre a superfície de referência (SILVA, 2007).

Devido à geometria adotada, este modelo não considera a variação do fluxo de calor ao longo da espessura da chapa soldada. Trata-se de uma hipótese que pode ser utilizada para o caso de chapas finas. Chapas finas são peças onde o gradiente de temperatura ao longo da espessura é muito pequeno e, conseqüentemente, apresentam um fluxo de calor que pode ser considerado desprezível em comparação com o fluxo de calor ao longo das demais direções de soldagem (SILVA, 2007).

Além desta hipótese, diversos autores aplicam este modelo em análises numéricas onde, para reduzir o esforço computacional, a análise fica restrita ao plano hachurado mostrado na Figura III.1 (GOLDAK *et al*, 1984; SILVA, 2007; SILVA e PACHECO, 2007). Através deste procedimento, o comportamento ao longo da direção de soldagem não é considerado na análise. Trata-se de uma análise que pode ser utilizada para avaliar o processo térmico em regiões internas de chapas longas, onde o efeito das bordas pode ser desconsiderado (SILVA, 2007).

### III.1.2 Distribuição Volumétrica

Estes modelos consideram que o fluxo de calor é distribuído em uma geometria tridimensional. Existem diversas formulações, sendo que a mais usada na literatura considera um volume composto por duas semi-elipses, uma à frente do centro da distribuição e outra atrás, razão pela qual esse modelo também é conhecido como distribuição em duplo elipsóide. Apresentado por GOLDAK *et al.* (1984), essa distribuição é mostrada na Figura III.2, e pode ser descrita pela equação:

$$q(x,y,\xi) = \frac{6\sqrt{3}\,fQ}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3\xi^2/c^2} \qquad (15)$$

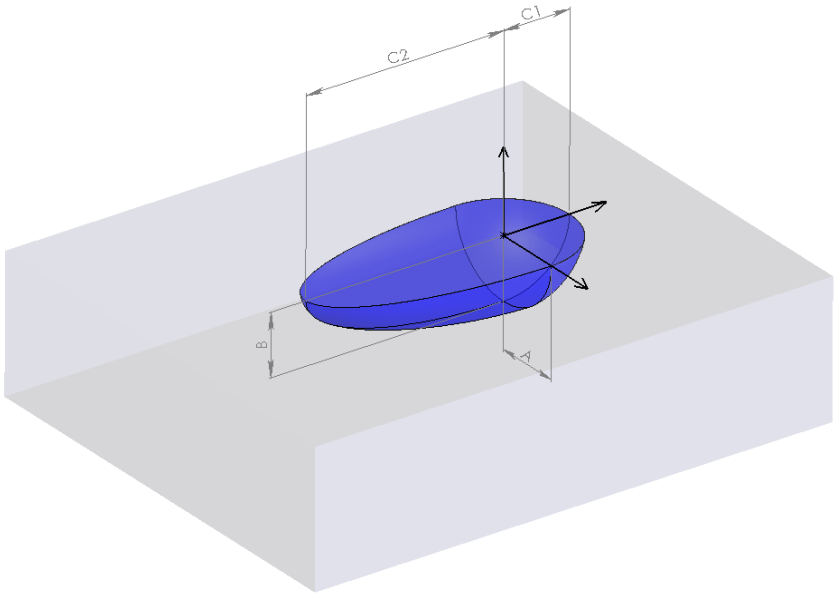



Figura III.2 - Distribuição Volumétrica.

Na equação (15), são usadas variáveis similares às da formulação superficial apresentada anteriormente, juntamente com os parâmetros geométricos específicos para este modelo de fonte: *a* representa a largura, *b* a profundidade e *c* o comprimento. Este último parâmetro pode assumir dois valores distintos, $c_1$ para pontos localizados no elipsóide frontal e $c_2$ para os localizados no elipsóide posterior. Por fim, a constante *f* é um fator de concentração que, da mesma forma que a variável anterior, assume valores diferentes para cada elipsóide. Assim como para a distribuição superficial, pode-se adotar um sistema de coordenadas móvel que acompanha a distribuição, cuja posição é definida em relação a um sistema fixo posicionado em um plano de referência usado para o estudo. Isto permite a utilização de modelos bi-dimensionais restritos à região plana hachurada na Figura III.1. A equação (14), usada para a determinação de $\xi$, também é válida para essa distribuição volumétrica.

Esta metodologia apresenta uma melhor representação da fonte de calor para o processo de soldagem por fusão, em comparação à modelagem com distribuição superficial. Este modelo além de considerar a existência de um fluxo de calor ao longo da espessura (que não pode ser desprezado em chapas espessas), considera uma distribuição diferenciada em duas regiões principais, o que permite uma representação mais realista da distribuição do fluxo de calor sobre a chapa (BANG *et al.*, 2002; FERNANDES *et al.*, 2003, 2004; SILVA, 2007; SILVA e PACHECO, 2007).

## III.2 Modelagem da geração e fluxo de calor no processo de soldagem por atrito FSW

Ao contrário do observado nos processos de soldagem convencionais por fusão, a geração de calor em processos de solda por atrito não é externa ao sistema, originando-se de fenômenos mecânicos presentes no processo, como o atrito entre as superfícies de contato da ferramenta e da peça e a deformação plástica que se desenvolve no interior da peça e, em alguns casos, também na ferramenta. Desta forma, uma abordagem diferente é proposta, onde estes fenômenos mecânicos são estudados para o levantamento do comportamento térmico, conforme apresentado pela literatura.

Neste item é apresentado um levantamento dos modelos de fonte de calor existentes na literatura para o processo de soldagem por atrito.

A Figura III.3 apresenta uma representação esquemática do processo FSW e dos seus parâmetros mais relevantes. Já a Figura III.3 apresenta uma representação esquemática simplificada da ferramenta utilizada no processo, com a indicação dos diâmetros $d_0$ do patamar (*shoulder*) e $d_i$ da ferramenta (*probe*).

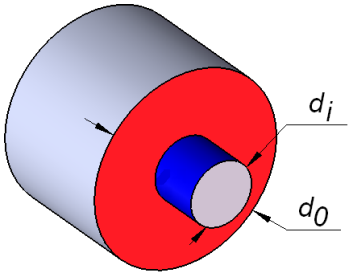



Figura III.3 - Detalhe da ferramenta de soldagem do processo FSW.

Os processos de soldagem, em particular a soldagem por atrito, apresentam um forte acoplamento entre diferentes fenômenos físicos. Os principais fenômenos físicos envolvidos no processo de soldagem por atrito são o Térmico e o Mecânico. O modelo de fonte térmica para processos de soldagem por atrito deve considerar que a geração de calor resultante é devida a dois processos que ocorrem simultaneamente:

- Geração de calor promovida pelo atrito entre a ferramenta e as superfícies a serem unidas;
- Geração de calor promovida pela deformação plástica do material.

Um modelo de fonte de calor completo requer que sejam considerados todos os acoplamentos. No entanto, a sua implementação apresenta uma complexidade elevada pela natureza dos acoplamentos presentes que resultam em uma forte interação entre fenômenos altamente não-lineares, como:

- não-linearidades no problema térmico em função da dependência das propriedades térmicas da temperatura e da geração de calor associada ao processo mecânico;
- não-linearidades no problema mecânico em função do contato entre a ferramenta e a peça, e dos grandes deslocamentos na ferramenta (rotação e translação);

- não-linearidades no problema mecânico em função dos grandes deslocamentos e das grandes deformações na peça devido às elevadas deformações plásticas.

Muitos autores consideram apenas parte dos acoplamentos, e alguns consideram modelos desacoplados. A seguir apresenta-se uma revisão bibliográfica dos modelos de fonte de calor propostos na literatura para o processo FSW.

Apesar de existir um número razoável de trabalhos de natureza experimental que abordam características do processo de soldagem FSW, como o efeito dos parâmetros na microestrutura do material em função da presença do acoplamento de diversos fenômenos não-lineares complexos, ainda existe um número pouco expressivo de trabalhos que abordem a modelagem numérica do processo. Estes trabalhos apresentam desde abordagem híbridas desacopladas que consideram a combinação de resultados experimentais com numéricos, até modelos que consideram o acoplamento de diversos fenômenos presentes.

Alguns autores apresentam modelos analíticos para avaliar o processo térmico que são baseados na solução clássica desenvolvida por Rosenthal (1946) para a distribuição da temperatura em torno de uma fonte de calor pontual que se move com velocidade constante. RUSSELL e SHERCLIFF (1999) estimam a geração de calor da fonte considerando a presença de uma tensão de cisalhamento constante na interface ferramenta-peça igual ao limite de escoamento ao cisalhamento do material para alta temperatura. VILAÇA *et al.* (2005) utilizam um processo iterativo para ajustar a fonte de calor pontual, que procura minimizar o erro entre valores experimentais de temperatura medidos e os resultados obtidos com o modelo.

XU e DENG (2001, 2002) apresentam um modelo numérico tridimensional de elementos finitos para estudar o comportamento mecânico do processo FSW, sendo que o processo de transferência de calor não é analisado. O modelo considera grandes deformações e a dependência das propriedades com a temperatura, em uma análise termomecânica onde a distribuição da temperatura obtida através de resultados experimentais é utilizada como carregamento prescrito. Este modelo não é acoplado, uma vez que os processos térmico e mecânico são considerados isoladamente.

O modelo para fonte de calor adotado por ZHU e CHAO (2003) considera que o fluxo de calor, $q(r)$, apresenta uma distribuição linear em relação à direção radial da ferramenta:

$$q(r) = \frac{12Q\,r}{\pi(d_0^3 - d_i^3)} \qquad (16)$$

onde $d_i$ representa o diâmetro do *probe* (ferramenta), $d_0$ o diâmetro do *shoulder* (patamar superior da ferramenta) e *Q* é o calor gerado. Neste modelo, o valor de *Q* não é calculado previamente: um valor arbitrário é definido inicialmente e em seguida é feito um ajuste no valor de *Q* até que a distribuição de temperatura estimada com um modelo numérico de elementos finitos apresente uma boa concordância com dados experimentais obtidos com termopares posicionados na peça. O campo de temperatura é prescrito a um modelo termomecânico elastoplástico de elementos finitos para a determinação do campo de tensões. Assim como o modelo anterior, este modelo é desacoplado.

CHEN e KOVACEVIC (2003) adotam uma abordagem diferente para representar a fonte de calor onde a taxa do fluxo de calor na peça gerado pelo atrito da ferramenta com a peça é dada por:

$$\dot{q} = \int_{r_0}^{R_0} 2\pi\omega r^2 \mu p\,dr = \frac{2}{3}\pi\omega\mu p(R_0^3 - r_0^3) \qquad (17)$$

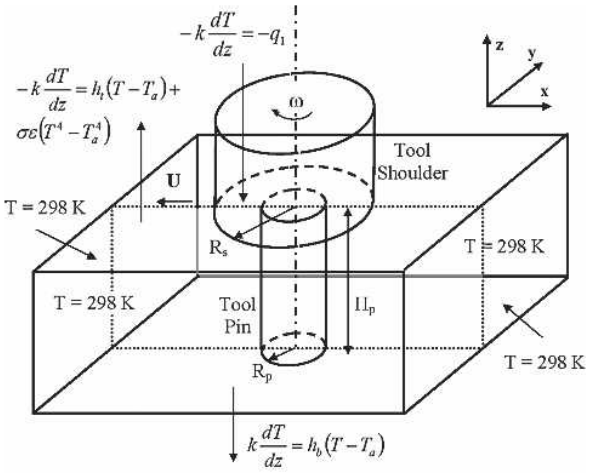
onde $\omega$ é a velocidade angular da ferramenta, $\mu$ é o coeficiente de atrito entre a ferramenta e a peça e *p* representa a pressão entre a peça e a ferramenta na região do *shoulder*. Tanto $\mu$ como *p* variam com a temperatura, mas os autores normalmente consideraram $\mu$ constante. Já o parâmetro *p* tem a sua dependência da temperatura estabelecida através de dados experimentais.

O modelo apresentado por NANDAN *et.al* (2006) utiliza técnicas numéricas de volumes de controle, normalmente utilizadas em problemas de escoamento de fluidos. O material da peça é modelado como viscoplástico, não-Newtoniano e incompressível. A tensão de cisalhamento presente é considerada constante sendo igual ao limite de escoamento ao cisalhamento de acordo com o critério de *von Mises*:

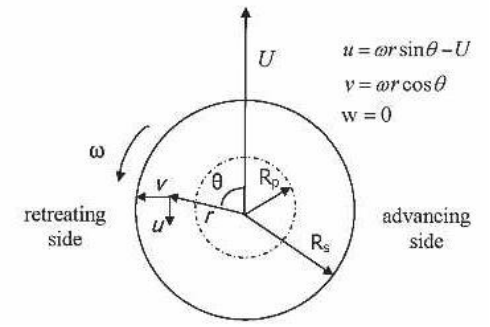
$$\tau = S_Y / \sqrt{3} \qquad (18)$$

onde $S_y$ representa o limite de escoamento do material.

A Figura III.4a apresenta uma representação esquemática do modelo proposto por NANDAN *et al.* (2006) com os principais parâmetros e condições de contorno. A Figura III.4b apresenta um detalhe do plano de trabalho da ferramenta.




(*a*)




(*b*)

Figura III.4 – Parâmetros e condições de contorno do modelo de Nadan *et al.* (NANDAN, *et.al,* 2006).

O modelo considera somente a geração de calor devido ao atrito entre a ferramenta e a peça. A taxa de geração de calor na interface ferramenta-peça é dada por:

$$q_1 = c_f\left[\delta\tau\left(\omega\sqrt{x^2+y^2} - U\frac{y}{\sqrt{x^2+y^2}}\right) + (1-\delta)\mu P_T\right] \qquad (19)$$

onde:

$\delta$ = Percentual de “agarramento”;

x = Direção de soldagem;

y = Direção perpendicular à x;

$P_T$ = Pressão aplicada pela ferramenta;

$c_f$ = Fator de eficiência (percentual de energia mecânica convertida em energia térmica);

U = Velocidade de soldagem (translação);

$\omega$ = Velocidade de rotação da ferramenta;

$\tau$ = Máxima tensão de escoamento ao cisalhamento ($\tau = \sigma_y / \sqrt{3}$);

O termo percentual de “agarramento”, $\delta$, representa o comportamento observado entre a ferramenta e a peça, e consequentemente a forma como o calor será gerado: quando $\delta$ = 1 tem-se a situação onde calor é gerado apenas pela deformação plástica, enquanto que $\delta$ = 0 corresponde à condição onde apenas o atrito é responsável pela geração de calor.

Na soldagem por atrito FSW é fundamental que a temperatura do processo não exceda os 80% da temperatura de fusão do material (KHANDKAR *et al.*, 2003). Desta forma, além da compreensão dos métodos de geração é fundamental determinar os mecanismos de transferência de calor no processo FSW.

Dentre os mecanismos de transferência de calor presentes durante o processo de soldagem FSW os que mais impactam na acuracidade da representação numérica são os processos de condução e convecção. Uma vez que a temperatura máxima alcançada durante o processo está abaixo da temperatura de fusão do material, a contribuição da transferência por radiação é muito inferior à por convecção.

Nas simulações numéricas desenvolvidas normalmente adotam-se duas hipóteses para levar em consideração a transferência de calor entre a peça e a superfície de apoio onde a peça é fixada. A primeira inclui no modelo a superfície de apoio onde se considera a condutância térmica no contato entre a chapa de trabalho e a superfície de apoio. A segunda adota uma simplificação, considerando-se uma superfície com um coeficiente de convecção equivalente para representar a troca de calor como se houvesse uma superfície de apoio real. Esta superfície equivalente é

denominada *Backing Plate*. Essa hipótese, adotada por diversos autores (CHAO e QI, 1998; COLEGROVE *et al.*, 2000; KHANDKAR *et al.*, 2003; NANDAN *et al.*, 2008), tem por objetivo reduzir o custo computacional da simulação numérica.

CHAO e QI (1998) adotam um valor do coeficiente de convecção para a chapa de trabalho (parte superior e lateral) igual a 30 W $m^{-2}K^{-1}$, e um valor para o *Backing Plate* igual a 500 W $m^{-2}K^{-1}$.

Com o propósito de investigar o melhor valor de coeficiente de convecção para o *Backing Plate,* KHANDKAR *et al.* (2003) desenvolveram um estudo considerando diversos valores para o coeficiente de convecção. Além do valor ótimo proposto por CHAO e QI (1998) e presente em NANDAN *et al.* (2008) de 500 $m^{-2}$ $K^{-}$, desenvolveram uma análise considerando valores de 1000, 1500, 2000 e 0 W $m^{-2}$ $K^{-1}$, sendo o ultimo valor utilizado para representar uma condição adiabática para a representação do *Backing Plate*. A análise revelou que o melhor valor representativo para o *Backing Plate*, considerando os parâmetros de processo simulados, é igual a 1000 W $m^{-2}$ $K^{-1}$. Para as demais superfícies da chapa de trabalho utilizou-se um coeficiente de convecção de 15 W $m^{-2}$ $K^{-1}$ e uma temperatura ambiente de 22 °C.

Dentre os principais autores de trabalhos sobre a modelagem dos fenômenos no processo FSW pode-se citar o trabalho de Michael J. Russell, que através da sua tese de Doutorado na Universidade de Cambridge (RUSSELL, 2000) apresentou um estudo bem detalhado dos processos de geração de calor, aliado a um desenvolvimento analítico e experimental.

Os parâmetros de geometria e do processo experimental conduzidos por Russell e seus correspondentes resultados são utilizados neste trabalho para a validação dos modelos propostos e dos resultados das simulações numéricas apresentados nesta dissertação.

A metodologia para a determinação das contribuições de geração de calor proposta por RUSSELL (2000), define que a geração de calor pode ser dividida em 3 mecanismos: (1) Geração de calor na interface *Shoulder-Peça*, (2) Geração de calor na interface *Probe-Peça* e (3) Geração de calor no volume do material da peça que experimenta deformação plástica. Para o cálculo das contribuições da geração de calor considera-se a presença de um estado de tensões de cisalhamento puro na peça com uma magnitude igual ao limite de escoamento ao cisalhamento do material correspondente à temperatura de trabalho.

Para o primeiro mecanismo, a contribuição associada está associada aos movimentos de translação ($q_S^{Transl}$) e de rotação ($q_S^{Rot}$) da ferramenta de trabalho:

$$q_S = q_S^{Transl} + q_S^{Rot} \qquad \begin{cases} q_S^{Transl} = \mu\, p\, \pi\, R^2 v \\ q_S^{Rot} = (2/3)\mu\, p\, \pi\, \omega R^3 \end{cases} \tag{20}$$

onde, $\mu$ é o coeficiente de atrito, *p* é a pressão normal, *v* é a velocidade de translação da ferramenta e $\omega$ é a velocidade de rotação da ferramenta.

O modelo considera uma condição entre a ferramenta e a peça para a qual a força de atrito produzida pelo movimento de translação ($\mu p_1 \pi R^2$) é igual à reação de "esforço cortante" produzida pelo material submetido a uma tensão de cisalhamento igual ao limite de escoamento ao cisalhamento do material ($S_Y^{Cisalham}$). Para a contribuição associada à rotação da ferramenta, considera-se que, uma vez que a área nominal é definida como $\pi R^2$, a velocidade linear máxima é dada por $\omega R$, onde *R* é o raio externo da ferramenta e $\omega$ é a velocidade angular da ferramenta. Neste modelo o limite de escoamento ao cisalhamento é calculado utilizando o critério de Tresca, sendo igual à metade do limite de escoamento do material ($S_Y$). Assim, as equações (20) podem ser reescritas da seguinte forma:

$$\begin{cases} q_S^{Transl} = (S_Y/2)\pi R^2 v \\ q_S^{Rot} = (S_Y/3)\pi \omega R^3 \end{cases} \tag{21}$$

Normalmente a contribuição do termo referente à translação da ferramenta é muito pequena (RUSSEL, 2000; MISHRA e MAHONEY, 2007).

Para a contribuição do segundo mecanismo de geração de calor, associado ao atrito entre o *Probe e a Peça de Trabalho* ($q_P$), tem-se:

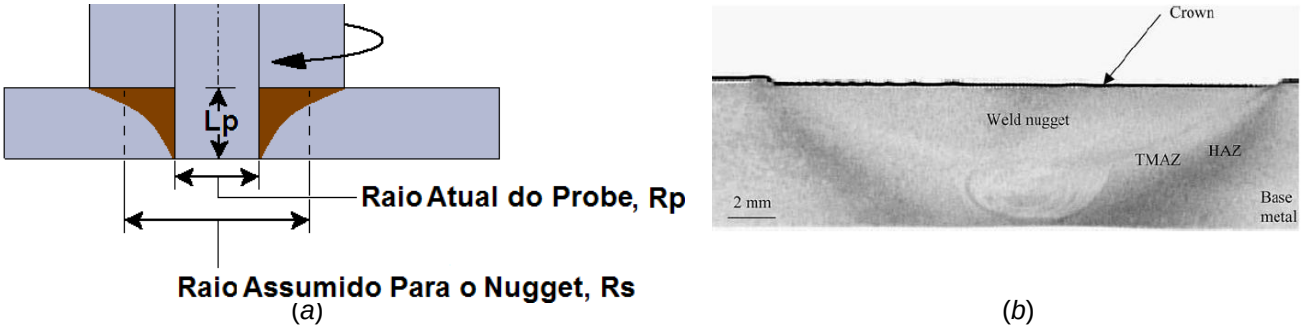
$$q_P = \pi S_Y \omega L_p (R_p)^2 \tag{22}$$

onde $L_p$ e $R_p$ são respectivamente o comprimento e o raio do *probe .*

Finalmente, o terceiro mecanismo de geração de calor, associado à deformação plástica ($q_{ep}$), pode ser representado por:

$$q_{ep} = \pi S_Y \omega L_p (R_n)^2 \qquad (23)$$

onde $R_n$ é o raio assumido para a lente de soldagem (*weld nugget)*. A lente de soldagem é uma região onde ocorre um intensivo trabalho de deformação plástica. A Figura III.5 apresenta uma representação deste parâmetro e da região deformada plasticamente (em marrom), assim como uma imagem da macroestrutura do processo FSW.




(*a*) (*b*)

Figura III.5 - Parâmetros da lente de soldagem (*weld nugget* ): (*a*) e uma imagem da macroestrutura da lente de soldagem (*weld nugget)* (Chen and Kovacevic, 2003) (*b*).

O uso destes modelos requer a calibração de alguns parâmetros, como $p$ e $R_n$, que devem ser estimados experimentalmente.

RUSSELL (2000) aplica as equações (20-23) em um estudo para uma liga de alumínio da série 2000, onde compara as contribuições de cada mecanismo na geração do calor. A análise considera que a pressão entre a ferramenta e a peça de trabalho é igual ao limite de escoamento ao cisalhamento do material, cujo valor varia com a temperatura. Nos estudos desenvolvidos o autor adotou um valor constante para o limite de escoamento associado à temperatura máxima observada durante o processo de soldagem (RUSSELL,2000).

Os resultados obtidos por Russell (2000), usando modelos analíticos, mostram que a maior contribuição para a geração de calor é causada pelo atrito devido ao

movimento relativo entre o *shoulder* e a peça de trabalho promovido pela rotação do primeiro ($q_S$). A geração de calor devido ao atrito na translação do s*houlder* é muito pequena, assim como a contribuição do *probe* para chapas finas. A Tabela 3.1 apresenta uma correlação entre as 4 contribuições de geração de calor para diferentes espessuras de chapa de uma liga de alumínio da série 2000 obtidos por Russell (2000) para o modelo descrito pelas equações (20-23).

Tabela III.1 - Contribuição dos Mecanismos de Geração de calor para uma liga de Al série 2000 (Russell, 2000).

| ESPESSURA DA CHAPA | CALOR GERADO (W) | | | |
|---|---|---|---|---|
| | $q_S^{Transl}$ | $q_S^{Rotação}$ | $q_P$ | $q_{ep}$ |
| 2 mm | 4 | 1300 | 48 | 98 |
| 4 mm | 4 | 1300 | 96 | 196 |
| 6 mm | 4 | 1300 | 144 | 294 |

Em um trabalho mais recente, NADAN *et al.* (2007) incorporam a dissipação viscosa à geração de calor. A Tabela 3.2 apresenta resultados de simulações numéricas relativos ao calor gerado pelos diversos mecanismos, para uma peça de aço considerando diferentes parâmetros. Pode-se observar que, assim como os para os dados apresentados por RUSSELL (2000), a maior contribuição está associada ao calor gerado no *shoulder*.

Tabela III.2 – Contribuição dos Mecanismos de Geração de calor para uma peça de Aço [NADAN *et al.*, 2006].

Heat generated at different locations, peak temperature and total torque on the tool for different welding parameters

| Weld speed (mm/s) | Rotational speed (rpm) | Heat from shoulder (W) | Heat from tool pin's vertical surface (W) | Heat from tool pin's bottom (W) | Heat due to viscous dissipation (W) |
|---|---|---|---|---|---|
| 0.02 | 350 | 608.7 | 272.7 | 135.4 | 54.1 |
| 0.06 | 350 | 616.0 | 288.3 | 141.5 | 143.9 |
| 0.10 | 350 | 620.3 | 304.1 | 147.6 | 166.5 |
| 0.14 | 350 | 630.4 | 325.6 | 154.8 | 187.4 |
| 0.02 | 450 | 694.8 | 247.7 | 162.2 | 25.5 |
| 0.06 | 450 | 706.2 | 276.0 | 172.5 | 91.6 |
| 0.10 | 450 | 709.8 | 290.2 | 178.6 | 129.3 |
| 0.14 | 450 | 716.6 | 310.3 | 186.0 | 154.7 |
| 0.02 | 550 | 763.0 | 211.7 | 185.8 | 16.8 |
| 0.06 | 550 | 775.5 | 248.7 | 199.5 | 41.4 |
| 0.10 | 550 | 780.9 | 267.6 | 207.4 | 99.5 |
| 0.14 | 550 | 785.6 | 285.4 | 214.6 | 123.3 |
| 0.02 | 650 | 819.8 | 176.5 | 207.9 | 13.3 |
| 0.06 | 650 | 831.2 | 216.2 | 223.6 | 21.4 |
| 0.10 | 650 | 837.8 | 241.4 | 234.0 | 81.5 |
| 0.14 | 650 | 841.0 | 256.2 | 240.6 | 99.6 |

### III.2.1 Modelo de Fonte de Calor Proposto

Neste trabalho é proposto um modelo de fonte de calor que apresenta a contribuição de três mecanismos: (1) o calor gerado devido ao atrito entre s*houlder* e a peça a ser soldada, (2) o calor gerado devido ao atrito entre o *probe* e a peça, e (3) o calor gerado pela potência plástica desenvolvida na região da peça que experimenta deformação plástica.

O modelo considera que as contribuições (1) e (3) apresentam uma dependência na posição ao longo da zona de geração, definida por parâmetros associados às dimensões da ferramenta e da região mecanicamente trabalhada no durante o processo. Para o material da peça, considera-se um comportamento de material ideal perfeitamente plástico, sem endurecimento.

A contribuição da geração de calor promovida através de mecanismo do atrito pelo *shoulder* é obtida em uma faixa de material de largura *dr* posicionado a uma distância *r* a partir do centro da ferramenta, conforme indicado na Figura III.6. O modelo considera que se desenvolve um perfil linear de velocidade relativa entre o *shoulder* e a peça, como mostrado na Figura III.6*a*.

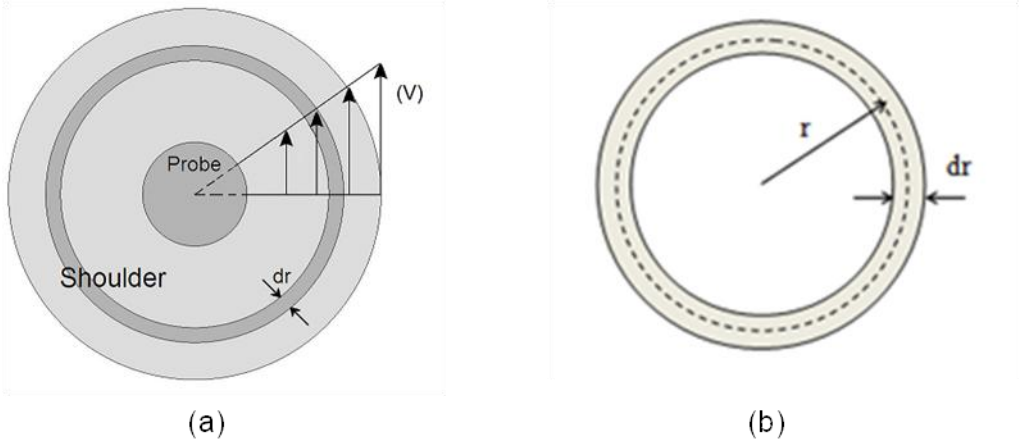



Figura III.6 – Perfil da velocidade relativa ao longo do *shoulder*, e o anular *dr* (*a*). Faixa de material com largura *dr* a uma distância *r* do centro da ferramenta (*b*) .

Utilizando o conceito da conservação de potência, entre a potência mecânica proveniente do atrito ($P_{Mecânica}$) e a potência térmica gerada ($P_{Térmica}$), e adotando a hipótese de que ocorre uma transferência integral da potência mecânica em térmica, é

possível determinar a potência térmica gerada ao longo da fatia de largura *dr* mostrada na Figura III.6a. Assim pode-se escrever, na forma diferencial, que:

$$dP_{Mecânica} = dP_{Térmica} \tag{24}$$

Integrando a potência térmica ao longo de toda a área do *shoulder*, pode-se encontrar a potência térmica total gerada pela rotação do *shoulder*.

Considerando que na área diferencial de espessura *dr*, atua uma tensão de cisalhamento circunferencial constante de magnitude igual ao valor do limite de escoamento do material na temperatura do processo ($S_Y^{Cisalhamento}$), tem-se nessa área uma força resultante de atrito *F* = $S_Y^{Cisalhamento}$ $(2\pi r dr)$. Considera-se que o material está submetido a um estado limite, associado à tensão máxima para um material perfeitamente plástico. O incremento de potência mecânica pode ser escrito como:

$$dP_{Mecânica} = Fv = (S_Y^{Cisalhamento}\ (2\pi r dr))\omega r \tag{25}$$

onde *v* e $\omega$ são, respectivamente, a velocidade tangencial e a velocidade de rotação do *shoulder*.

Pelo critério de Tresca, tem-se que:

$$S_Y^{Cisalhante} = \frac{S_Y}{2} \tag{26}$$

Aplicando as equações (25) e (26) na equação (24) e representando o incremento de potência térmica (*dP*$_{Térmica}$) por $dq_{Shoulder}^{Rot}$, equação (27) a geração de calor promovida pelo atrito do *shoulder*, tem-se:

$$dq_{Shoulder}^{Rot} = \pi S_Y \omega r^2 dr \tag{27}$$

De forma similar, pode-se determinar a contribuição da potência térmica gerada pela translação do *shoulder*, pelo deslocamento da ferramenta de soldagem, considerando $v_{Solda}$ como sendo o deslocamento do *sholuder* ao longo da superfície a

ser soldada:

$$dq_{Shoulder}^{Trans} = S_Y(\pi r dr)v_{Solda} \quad (28)$$

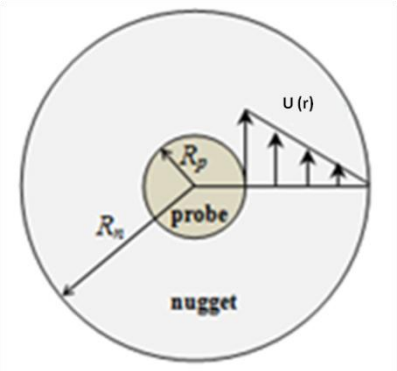
Para a geração decorrente do atrito causado pelo *shoulder* ($q_S^{Rot}$),considera-se uma dependência linear da velocidade tangencial com o raio, que implica em uma dependência linear da geração de calor com o raio, conforme ilustrado na Figura III.6 (a). Dessa forma, o material mais próximo ao *probe* experimenta uma menor geração de calor do que em regiões mais afastadas.

Ao contrário do modelo proposto por RUSSELL (2000), que considera integralmente as contribuições associadas ao atrito entre o *probe* e a peça (contribuição 2) e à geração de calor pela deformação plástica (contribuição 3), o modelo proposto neste trabalho considera que estas duas contribuições são complementares. Para tal é introduzido um fator de agarramento, $\delta$, semelhante ao utilizado por NANDAN *et.al* (2006), que representa a parcela de calor gerado pela deformação plástica (contribuição 3) em relação à parcela associada ao atrito entre o *probe* e a peça (contribuição 2). Quando $\delta$ = 1 tem-se a situação onde calor é gerado apenas pela deformação plástica, enquanto que $\delta$ = 0 corresponde à condição onde apenas o atrito entre o *probe* e a peça é responsável pela geração de calor. A primeira situação está associada a uma condição limite de agarramento total, onde o material posicionado na interface com o *probe* apresenta um movimento solidário ao movimento de rotação do *probe*, não havendo escorregamento entre as duas superfícies e, portanto não se desenvolvendo atrito entre estas. Já a segunda situação está associada a uma condição limite onde o material da peça permanece parado, não ocorrendo agarramento, para a qual se desenvolve atrito entre as duas superfícies. Assim, através do parâmetro $\delta$, é possível estabelecer condições intermediárias entre "agarramento" e "não-agarramento". A quantidade de agarramento pode ser estimada através de curvas obtidas através de dados experimentais (DENG *et al.*, 2001).

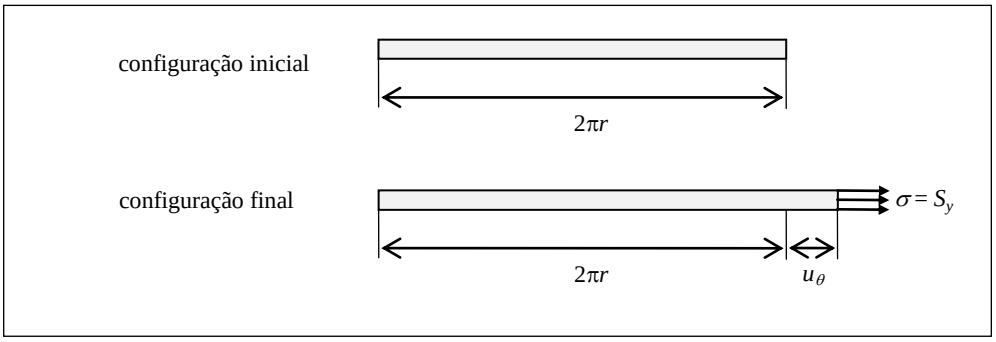
Para representar a contribuição associada à geração de calor promovida pelo atrito entre o *probe* e a peça, introduz o fator de agarramento, $\delta$, na equação (22), tal que chegamos a equação (29) para representar a geração de calor promovida pelo *probe*:

$$q_P = (1-\delta)\left[\pi S_Y \omega L_p (R_p)^2\right] \quad (29)$$

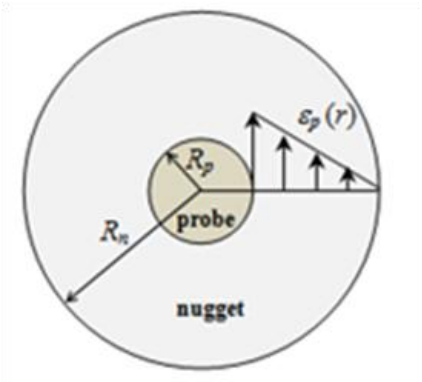
Para representar a geração de calor promovida pela deformação plástica ($q_{ep}$), considera-se que a potência mecânica associada à deformação plástica é integralmente transformada em potência térmica. Ao adotar-se esta hipótese, o termo do acoplamento termomecânico interno ($a_i$) associado a alterações internas, como endurecimento e transformação de fase, e o termo de acoplamento térmico ($a_T$), descritos nas seções 2.3 e 2.5, não são considerados. Este conceito é desenvolvido considerando o volume infinitesimal anular da Figura III.6*b* para representar a região submetida ao processo de deformação plástica. Apesar do estado de tensões nessa região ser bastante complexo, o modelo proposto considera as seguintes hipóteses simplificadoras: (*i*) o processo impõe uma distribuição de deslocamento circunferencial (*u*) à região anular, conforme mostrado na Figura III.7*a*; e (*ii*) a região anular está submetida a um estado de tensão constante composto por um campo de tensão normal na direção circunferencial com uma magnitude igual ao valor do limite de escoamento do material ($S_y$), conforme mostrado na Figura III.7*b* que apresenta uma representação retilínea do elemento. A região submetida ao trabalho mecânico em que é promovida a deformação plástica é denominada de lente de soldagem ou *nugget*, sendo apresentada nas Figuras III.7*a* e III.7*c* através da região anular delimitada pelas coordenadas radiais $R_p$ e $R_n$.




(*a*)




(*b*)




(*c*)

Figura III.7 – Região da lente de soldagem (*nugget*). (*a*) Distribuição linear do deslocamento, (*b*) deformação de um elemento de espessura *dr* durante o processo e (*c*) distribuição linear da deformação plástica.

Para estabelecer um perfil de deslocamento ao longo da região, algumas hipóteses são consideradas e adota-se, no desenvolvimento apresentado a seguir, a condição limite de agarramento total ($\delta$ = 1). Adota-se a hipótese de que na interface entre o material e o *Probe* ($r = R_n$) ocorre uma aderência completa do material ao *probe*. Assim, o modelo estabelece que nesta região, o deslocamento do material da peça apresenta o seu valor máximo e a deformação plástica também apresenta o seu valor máximo. Por outro lado, no limite externo do volume plástico trabalhado ($r = R_n$), considera-se uma deformação plástica nula.

Considerando uma dependência linear do deslocamento com o raio nesta região, de forma a representar anular apresentado na Figura III.7*a* ( $R_p < r < R_n$ ), pode-se escrever:

$$u(r) = \left(\frac{R_{n-r}}{R_n - R_p}\right) u_p \tag{30}$$

onde $u_p$ é o deslocamento circunferencial na interface com o *probe*.

Utilizando a Figura III.7 (b), a deformação e a taxa de deformação na direção circunferencial para uma região anular posicionada a uma distância *r* do centro podem ser escritas como:

$$\varepsilon(r) = \frac{u(r)}{L_0} = \frac{u(r)}{2\pi r} = \left(\frac{R_{n-r}}{R_n - R_p}\right) \frac{u_p}{2\pi r} \tag{31}$$

$$\dot{\varepsilon}\,(r) = \frac{\dot{u}\,(r)}{L_0} = \frac{v\,(r)}{2\pi r} = \left(\frac{R_{n-r}}{R_n - R_p}\right) \frac{v_p}{2\pi r} \tag{32}$$

onde $L_0$ é o comprimento inicial do elemento e $v_p$ é a velocidade circunferencial na interface com o *probe*. É importante ressaltar que, apesar do problema envolver grandes deformações e deslocamentos, o modelo prevê um estado uniaxial de deformação simples e a deformação é calculada tendo como base a configuração inicial inderformada de comprimento $L_0 = 2\pi r$.

Uma vez que ocorrem grandes deformações plásticas na região do *nugget*, considera-se que a parcela elástica da deformação pode ser desprezada. Assim $\varepsilon = \varepsilon^p + \varepsilon^e \cong \varepsilon^p$, sendo $\varepsilon^p$ a parcela plástica e $\varepsilon^e$ a parcela elástica da deformação.

Considerando que o acoplamento interno tem somente a contribuição da deformação plástica, tem-se que:

$$a_i(r) = \sigma \dot{\varepsilon_p}(r) \tag{33}$$

Uma vez que $v_p = \omega R_p$, a geração de calor decorrente do trabalho plástico pode ser escrita como:

$$a_i = \frac{S_y R_p \omega}{2\pi r} \left[\frac{R_n - r}{R_n - R_p}\right] \tag{34}$$

Utilizando o fator de agarramento na equação (34), $\delta$, tem-se:

$$a_i = \delta \frac{S_y R_p \omega}{2\pi r} \left[\frac{R_n - r}{R_n - R_p}\right] \quad (35)$$

A equação desenvolvida fornece a geração de calor em unidade de volume, o que permite uma implementação numérica independente de discretização da malha.

# IV. Modelos Numéricos

Este capítulo apresenta a implementação dos modelos desenvolvidos para estudar o comportamento térmico do processo FSW através do Método de Elementos Finitos. Para tal foram desenvolvidas rotinas na linguagem de programação APDL do pacote computacional de elementos finitos ANSYS (ANSYS, 2010). As rotinas desenvolvidas em APDL incluem o modelo de fonte de calor proposto, descrito através das equações (27-29) e (35), para representar a geração de calor no processo FSW.

A rotina de geração de calor no processo de soldagem por atrito é implementada inicialmente em modelos bi-dimensionais, em regime permanente, sendo analisada sua consistência na geração e no fluxo de calor. Em seguida são apresentados modelos tri-dimensionais transientes visando obter resultados mais representativos, pois permitem desenvolver uma análise transiente do processo de troca de calor onde, a dinâmica do avanço da ferramenta pode ser considerada.

Para todos os modelos desenvolvidos foi empregado o pacote comercial de Elementos Finitos ANSYS 12.1 (ANSYS, 2010). As equações de geração de calor propostas neste trabalho são implementadas em rotinas computacionais utilizando a linguagem paramétrica do ANSYS (APDL). A Figura IV.1 apresenta um fluxograma para implementação do modelo de fluxo de calor no modelo desenvolvido e simulado no programa ANSYS. A atualização dos elementos, assim como suas caracteristicas como posição e volume são realizadas a cada interação de tempo representando o deslocamento da fonte.

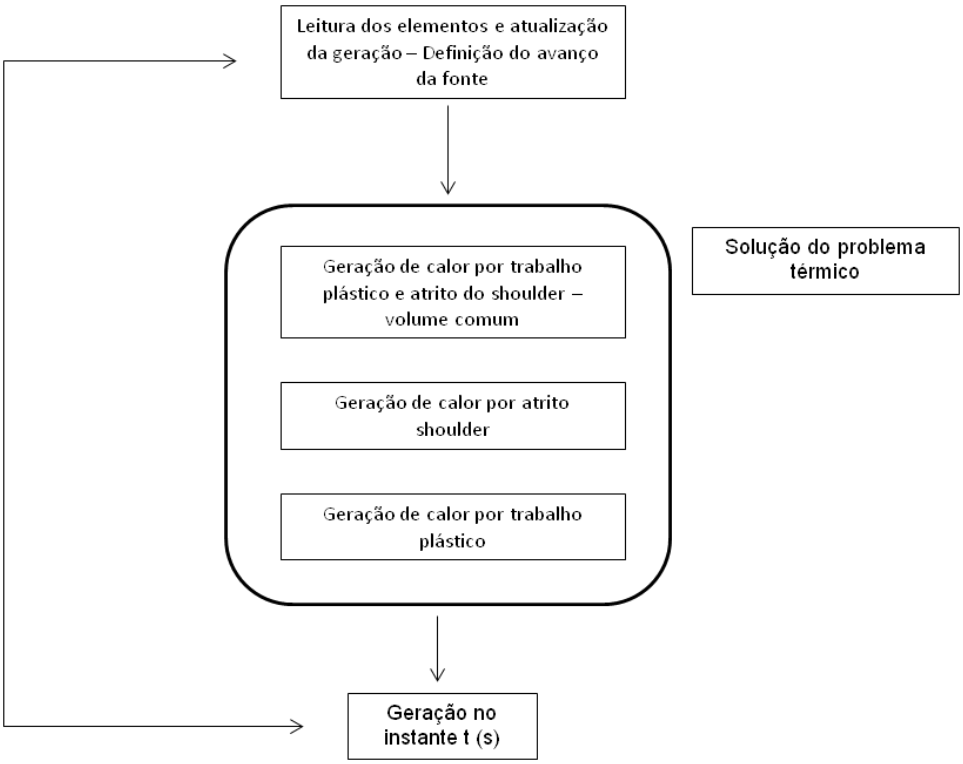



Figura IV.1 – Fluxograma do programa desenvolvido em linguagem APDL no ANSYS.

Os modelos foram aplicados ao estudo do processo de soldagem FSW envolvendo a união de duas chapas de alumínio AA2014-T6. A liga 2014 T6 pertence à classe 2000, cujo principal elemento de liga é o cobre (Cu) e o (Mg) é o elemento de liga secundário, são ligas de alumínio amplamente utilizadas na indústria aeronáutica (AIRES,2007). O sufixo T(X) indica que a liga sofreu tratamento térmico visando o aumento de resistência. O sufixo T6 indica um processo de solubilização e envelhecimento artificial. A Figura IV.2 apresenta o diagrama de fase adaptado segundo ASM Handbook (1993). A Figura IV.3 apresenta geometria analisada neste trabalho, formada por chapas de 229 x 152 x 6,35 mm, além da ferramenta. As Tabelas 4.1 e 4.2 apresentam as propriedades do material e os parâmetros do processo, respectivamente. A escolha desta geometria e material é justificada pela disponibilidade de dados experimentais e dos parâmetros do processo levantados por RUSSELL (2000).

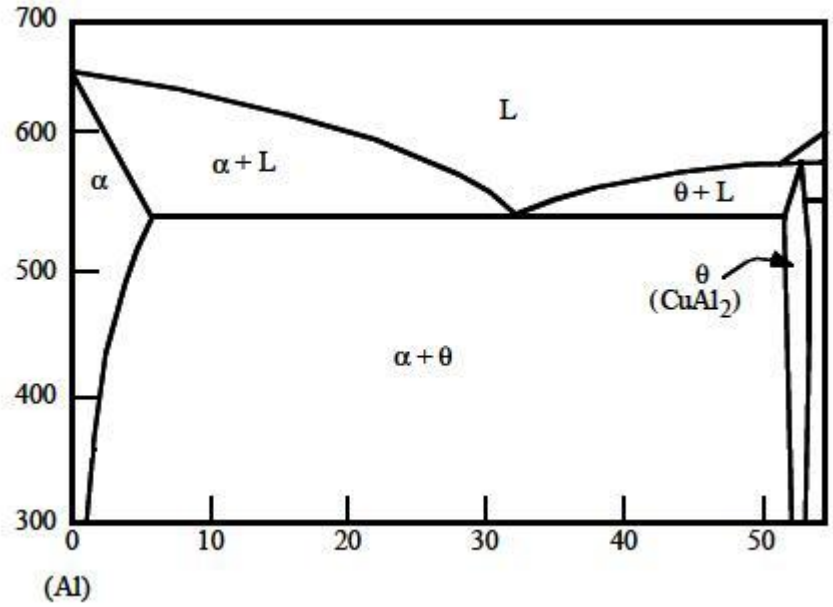



Figura IV.2 - Diagrama de fase, liga 2XXX adaptado segundo a ASM Handbook v.2.

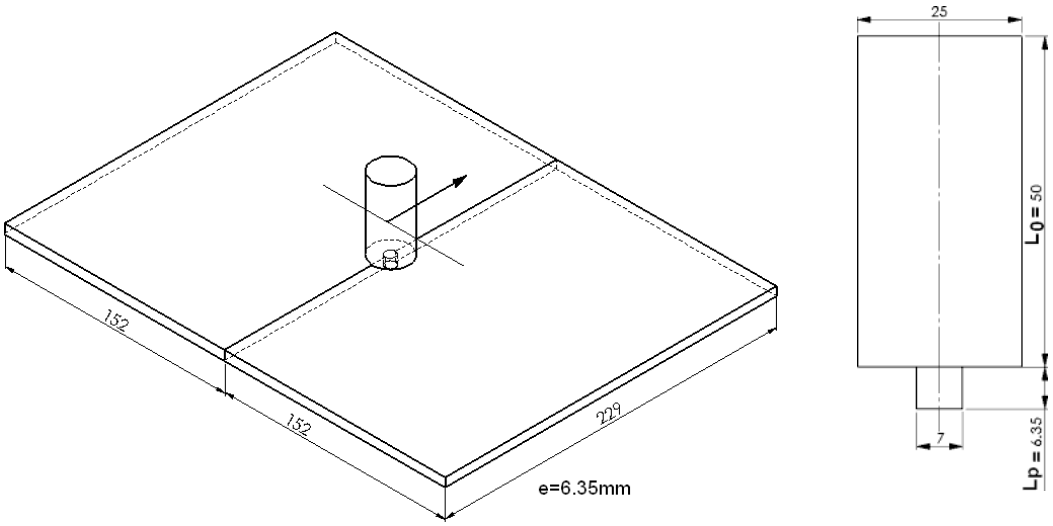



Figura IV.3 - Geometria das chapas da ferramenta (Russell ,2000).

Tabela IV.1 - Propriedade do Material AA2014-T6 (RUSSELL, 2000).

| **Propriedade do Material** | **AA2014 -T6** | **Aço Ferramenta - HS** |
|---|---|---|
| Condutividade térmica, *K* (W/mK) | 155 | 20 |
| Limite de escoamento na temperatura ambiente, $S_Y^{RoomTemp}$ (MPa) | 400 | - |
| Limite de escoamento na temperatura do processo FSW, $S_Y^{FSW\ Temp}$ (MPa) | 12 | - |
| Temperatura de inicio de fusão, $T_m$ (ºC) | 507 | - |
| Temperatura de final de fusão, $T_m$ (ºC) | 638 | - |

Tabela IV.2 - Parâmetros do processo FSW – AA2014-T6, (RUSSELL, 2000).

| **FSW Parâmetros** | **Valores** |
|---|---|
| Raio do *Probe*, $R_t$ (mm) | 12,5 |
| Velocidade de soldagem, *v* (mm/s) | 1,33 |
| Velocidade de rotação, $\omega$ (rpm) | 500 |
| Potência total gerada, $q_{gen}$ (W) | 1300 |
| Fração de fluxo de calor na peça de trabalho, *f* | 0,85 |
| Potência efetiva na peça de trabalho, $q_{net}$ (W) | 1105 |

## IV.1 Modelo Bi-Dimensional

O modelo bi-dmensional (2D) é um modelo simplificado axissimétrico e foi escolhido inicialmente por apresentar como vantagem um baixo o custo computacional. A hipótese de um modelo axissimétrico pode ser justificada pelo fato do movimento de rotação da ferramenta produzir pequenas alterações na distribuição de temperatura radial. O modelo considera a resposta no estado de equilíbrio térmico e não contempla os efeitos do movimento de translação da ferramenta.

As simulações numéricas foram realizadas utilizando-se o código comercial de Elementos Finitos ANSYS 12.1 (ANSYS, 2010), empregando o elemento térmico PLANE 55 (elemento bidimensional com 4 nós com grau de liberdade de temperatura) para a discretização plana.

A rotina desenvolvida em APDL inclui o modelo de fonte de calor proposto, descrito através das equações (27), (29) e (35), para representar a geração de calor no processo FSW. Esta geração é aplicada a cada elemento da malha de elementos finitos através de uma contribuição local, cuja ativação de geração depende da seleção correspondente ao avanço da ferramenta ao longo da peça. A Figura IV.4 apresenta a geometria axissimétrica do modelo numérico composto por 5 áreas. A área 1 representa a ferramenta e as áreas 2 a 5 representam a chapa. As áreas 3, 4 e 5 foram criadas para facilitar a implementação de uma malha mais refinada na região onde o carregamento é aplicado. A malha utilizada foi obtida após um estudo de convergência.

As contribuições dos mecanismos de geração de calor diferencial são aplicadas no modelo através da prescrição de geração de calor nos elementos. Para tal é utilizado o comando do ANSYS BFE nos elementos das áreas 4 e 5, para representar a contribuição associada a $q_S^{Rot}$, e na área 3, para representar a contribuição associada a $q_{ep}$. Para a contribuição associada a $q_P$ é utilizado o comando BFE nos elementos das linhas 2 e 3. A Figura IV.4 apresenta um detalhe da geometria com as divisões por área.

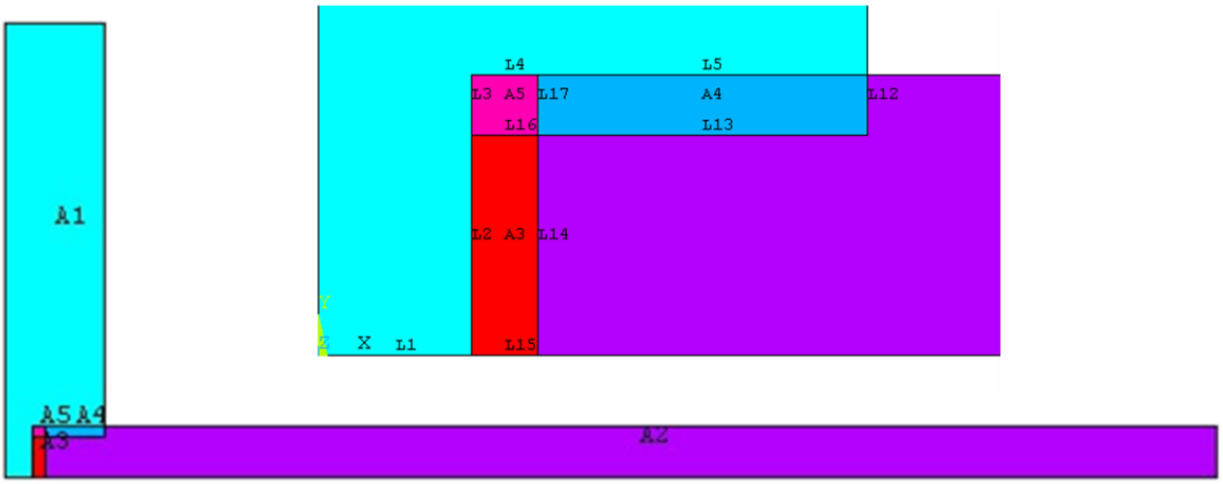



Figura IV.4 - Geometria do modelo 2D desenvolvido, e detalhe mostrando as áreas 3, 4 e 5.

Nas simulações desenvolvidas considera-se uma temperatura inicial de 20ºC para as chapas, a ferramenta e o meio externo, sendo aplicadas condições de convecção nas linhas da chapa e da ferramenta. O coeficiente de convecção *h*, de 30 W $m^{-2}$ $K^{-1}$ é adotado nas superfícies livres da chapa de alumínio. Para a parte inferior da chapa é utilizado um coeficiente de convecção equivalente denominado *Backing Plate h*, de 250 W $m^{-2}$ $K^{-1}$. O *Backing Plate* é adotado para representar a transferência de calor entre a superfície inferior da chapa e a base de apoio utilizada no processo, sem a necessidade de modelar a base. A Figura IV.5 apresenta a prescrição das condições de contorno.

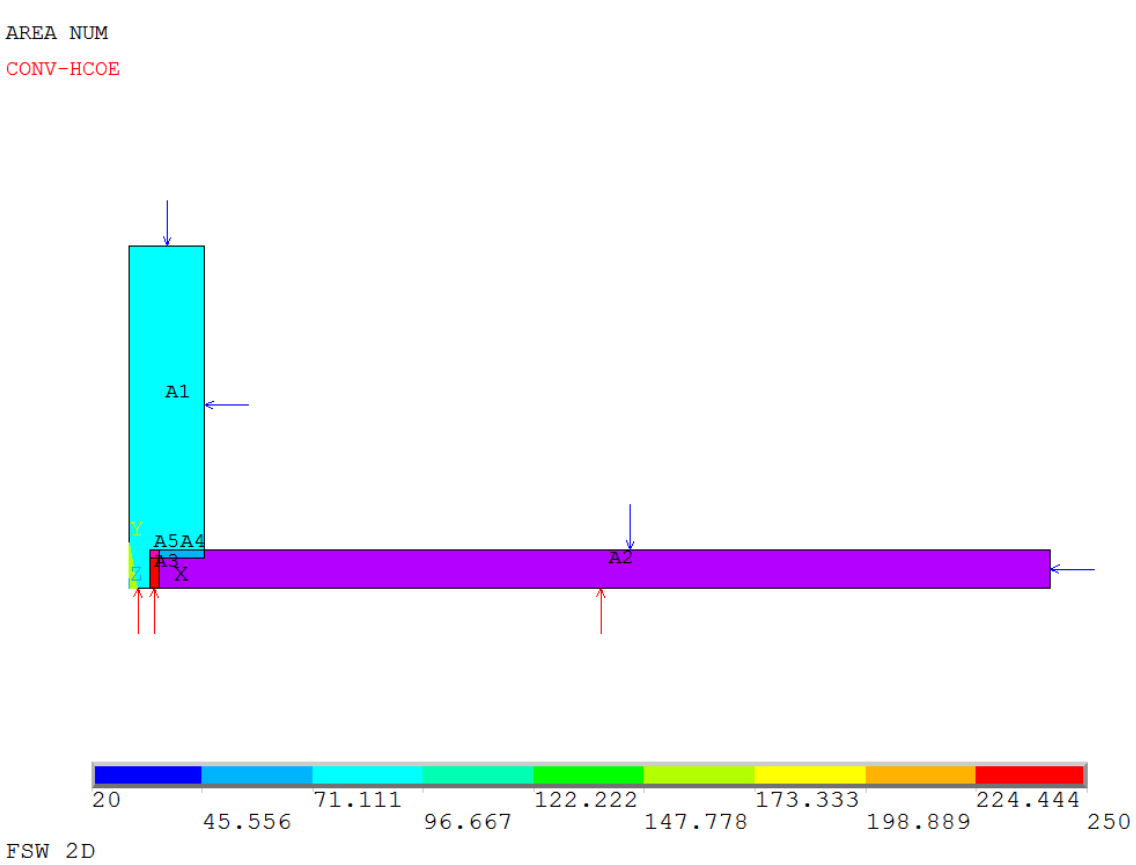



Figura IV.5 - Condição de contorno, convecção, no modelo 2D com axissimetria no ANSYS.

O limite de escoamento é considerado constante e igual ao valor associado à temperatura de processo do FSW ( $S_Y^{FSW\ Temp}$ ) descrito na Tabela 4.1.

A Figura IV.6 apresenta a malha utilizada na simulação numérica, enquanto a Figura IV.7 ilustra uma expansão em 360° da malha do modelo axissimétrico apenas para visualização.

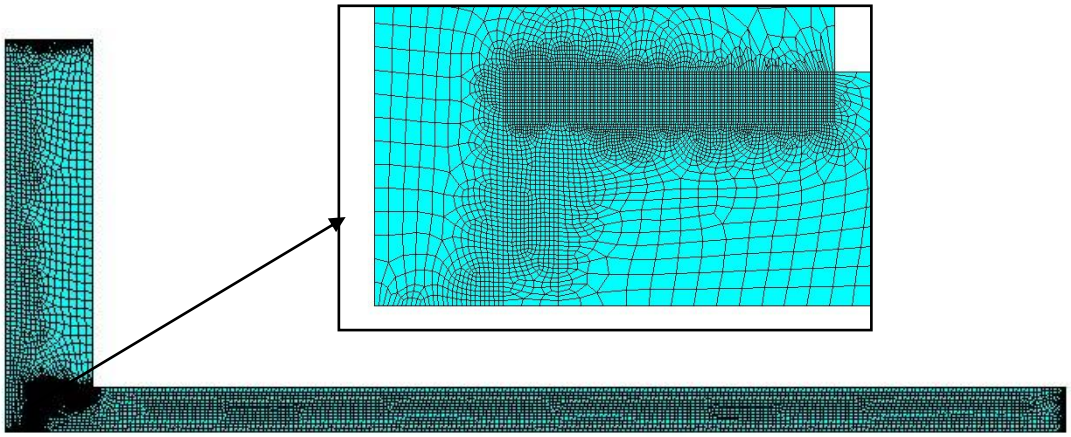


Figura IV.6 - Malha de elementos Finitos.

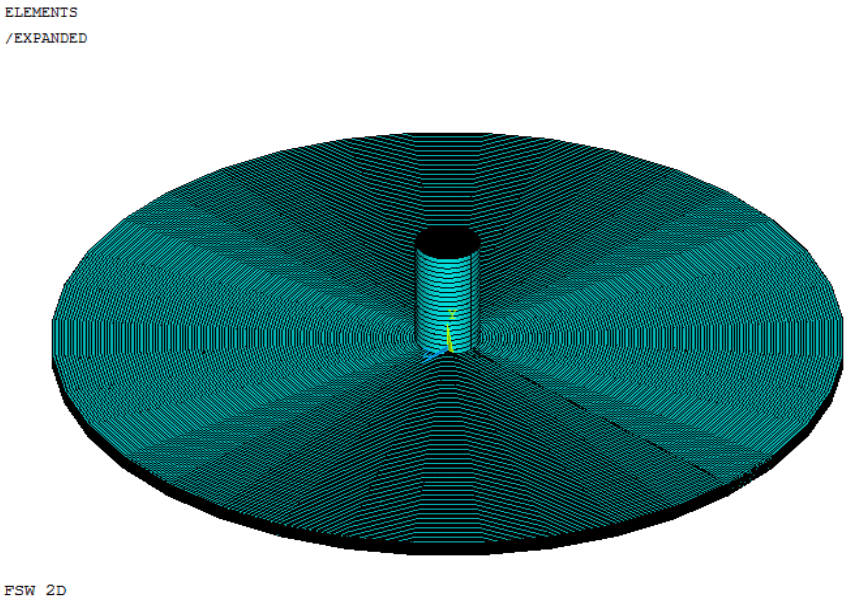



Figura IV.7- Ilustração da expansão de axissimetria no ANSYS.

### IV.1.1 – Verificação das Contribuições de Geração de Calor do Modelo 2D

Para avaliação da consistência de cada contribuição do modelo de geração proposto, apresentados no item 3 é desenvolvido um estudo para verificar se o modelo representa adequadamente os efeitos da geração de calor pelo atrito do *shoulder* do *probe* e pela deformação plástica. Para fim de verificação da metodologia implementada, um modelo com malha refinada e mapeada é construído com elementos quadráticos de dimensão 0,05 mm nas fronteiras representativas da interface do *shoulder* com a chapa e na região submetida ao trabalho plástico.

Além da verificação de amplitude de geração de calor, esta análise possibilita observar a influência do raio do *shoulder* na geração de calor, assim como do raio da região que sofre trabalho plástico. As equações (27), (29) e (35) estabelecem os limites de geração para cada contribuição. Para o calor gerado pelo atrito do *shoulder* o valor é máximo na extremidade do raio. Para a geração promovida pela deformação plástica, o valor é máximo na interface com o *probe* e mínimo na interface do volume plástico com o metal de base, (geração de calor por deformação plástica nula). Já a geração de calor promovida pelo atrito entre o *probe* e a peça é constante.

Primeiro considera-se uma análise evolvendo o calor gerado no *shoulder*. A Figura IV.8 apresenta a distribuição da geração de calor na interface do *shoulder*, onde pode-se observar que, conforme a equação (27) estabelece, o valor máximo ocorre na extremidade do *shoulder*.

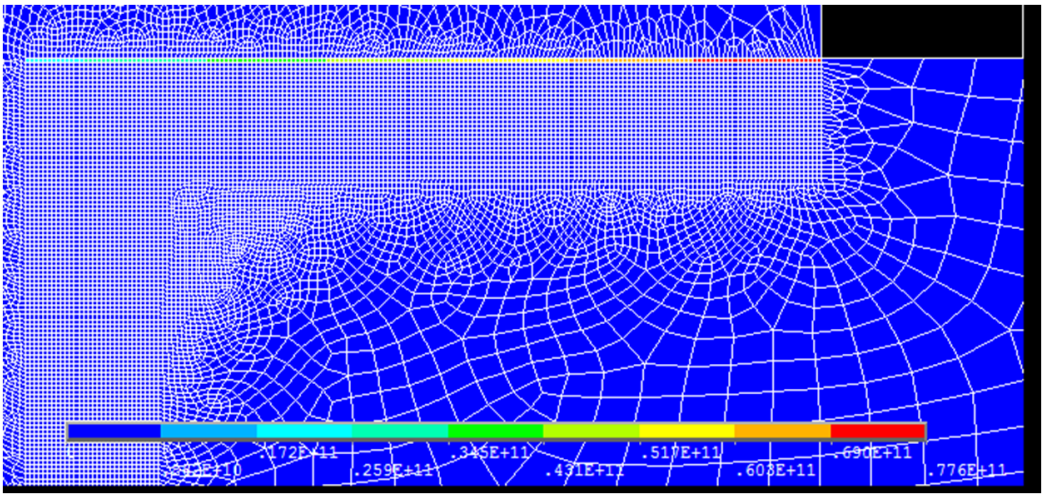



Figura IV.8 - Geração de calor na interface do *shoulder* e chapa, em W/m$^3$.

Para a avaliação da consistência do resultado, valores da geração de calor obtidos através da simulação numérica são comparados com valores analíticos em um elemento conhecido. Para esta avaliação é escolhido o elemento mais externo da região de interface do *shoulder*, apresentado na Figura IV.9.

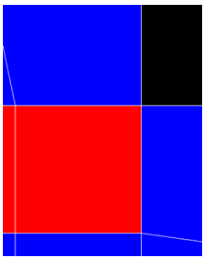


Figura IV.9 - Elemento de referencia para o estudo de consistência de geração diferencial na interface do *shoulder*.

Considerando o elemento mais externo, a geração utilizando a equação (26) é aplicada em função do centróide. Assim para este elemento, $r = R$ - 0,025 mm, onde $R$ é o raio do *shoulder* e 0,025 mm representa a metade do comprimento do elemento, tem-se:

$$dq_{Shoulder}^{Rot} = \pi S_Y \omega r^2 dr \qquad dq_{Shoulder}^{Rot} = 3{,}14 \cdot 12.10^6 \cdot 52 \cdot (0{,}012)^2 \cdot 5.10^{-5}$$

$$dq_{Shoulder}^{Rot} = 15{,}2 \text{ W}$$

O resultado numérico considerando a potência térmica gerada na interface com o *shoulder*, em Watts é apresentado na Figura IV.10, sendo possível observar que o modelo representa adequadamente a geração da potência térmica no elemento mais externo.

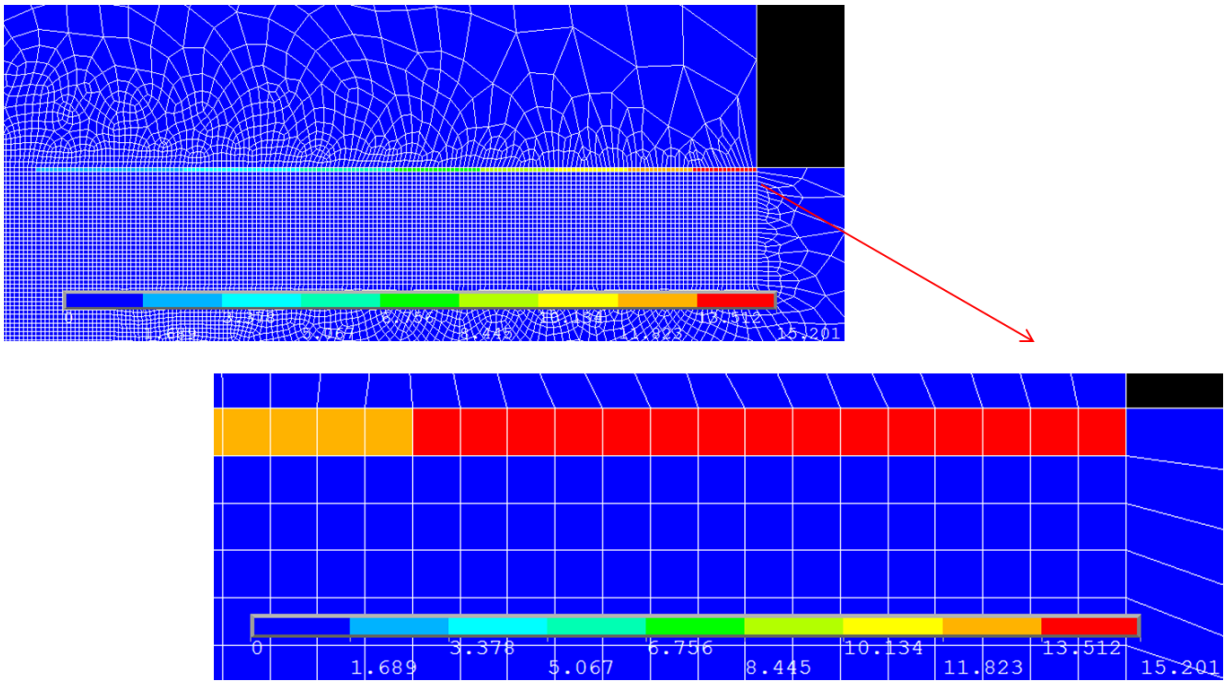



Figura IV.10 - Geração da potencia térmica em detalhe, região próxima ao elemento mais externo em W.

Para a contribuição da geração de calor promovida pelo atrito entre a peça e o *probe* utiliza-se a equação (28).

Neste ponto considera-se a análise da geração de calor promovida pela deformação plástica considerando a hipótese de "agarramento total" ($\delta$ = 1). Para tal ativa-se no modelo apenas a geração da contribuição plástica, considerando um raio de 5 mm, ($R_{plástica}$ = 5 mm) para a zona associada ao trabalho plástico, conforme identificado experimentalmente por (RUSSELL, 2000). A malha quadrática de elementos finitos foi construída de forma mapeada com elementos de 0,05 mm de comprimento de aresta na região de geração de calor pela ação de atrito do *shoulder* e zona de trabalho plástico. A Figura IV.11 apresenta a geração homogênea e coerente com a equação (35), onde se observa uma maior energia na fronteira do *probe* que diminuindo até apresentar um valor nulo para uma distância da origem igual ao raio zona associada ao trabalho plástico.

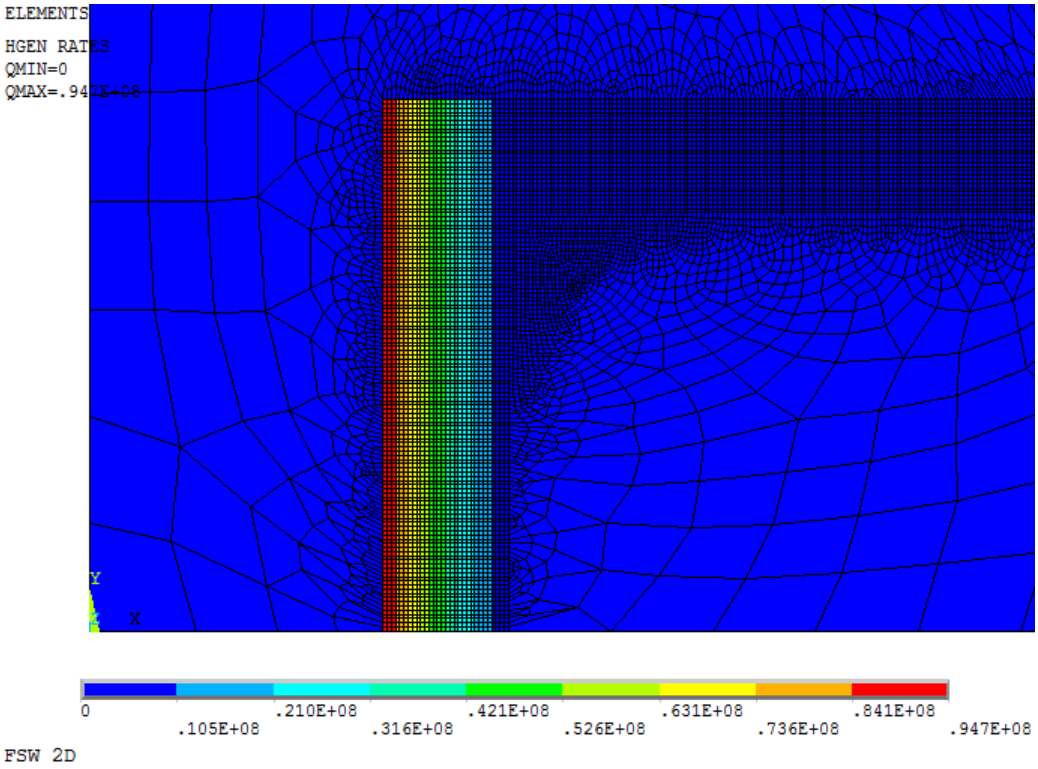



Figura IV.11 - Geração da potencia térmica em decorrência do trabalho plástico em W/m$^3$.

Para a avaliação é considerado um elemento na fronteira entre o *probe* e a zona que sofre trabalho plástico. Conforme apresentado, o modelo proposto no presente trabalho considera que nesta fronteira o volume plástico trabalhado é solidário ao *probe* assim, apresenta uma maior velocidade na interface com o *probe* e, decaindo até à fronteira com o metal de base.

A geração é analisada considerando o elemento na fronteira plástica com o *probe*, Figura IV.12, onde a geração é função do centróide, assim para este elemento um raio de geração r = $R_p$ + 0,025.mm, onde $R_P$ é o raio do *probe* e 0,025 mm é a metade do comprimento do elemento. A altura do centróide do elemento é igual a $L_p$ - 0,025, onde $L_p$ é profundidade do *probe*. Assim tem-se que:

$$\frac{d_p}{d_v} = \frac{S_Y R_p \omega}{2\pi r}\left(\frac{R_n - r}{R_n - R_p}\right) = \frac{12\cdot 10^6 \cdot 3{,}5\cdot 10^{-3}\cdot 52}{2.3{,}14\cdot 0{,}003525}\cdot\left(\frac{5\cdot 10^{-3} - 0{,}003525}{5\cdot 10^{-3} - 3{,}5\cdot 10^{-3}}\right) = 9{,}7\cdot 10^7\ \text{W/m}^3$$

Esta geração em W/m$^3$ é aplicada em todos os elementos da zona plástica em função do respectivo raio de geração, conforme apresentado na Figura IV.11 e em

detalhe na Figura IV.12. A geração pela contribuição do probe é apresentada na Figura IV.13, é observado uma geração constate na froteira do probe e da chapa.

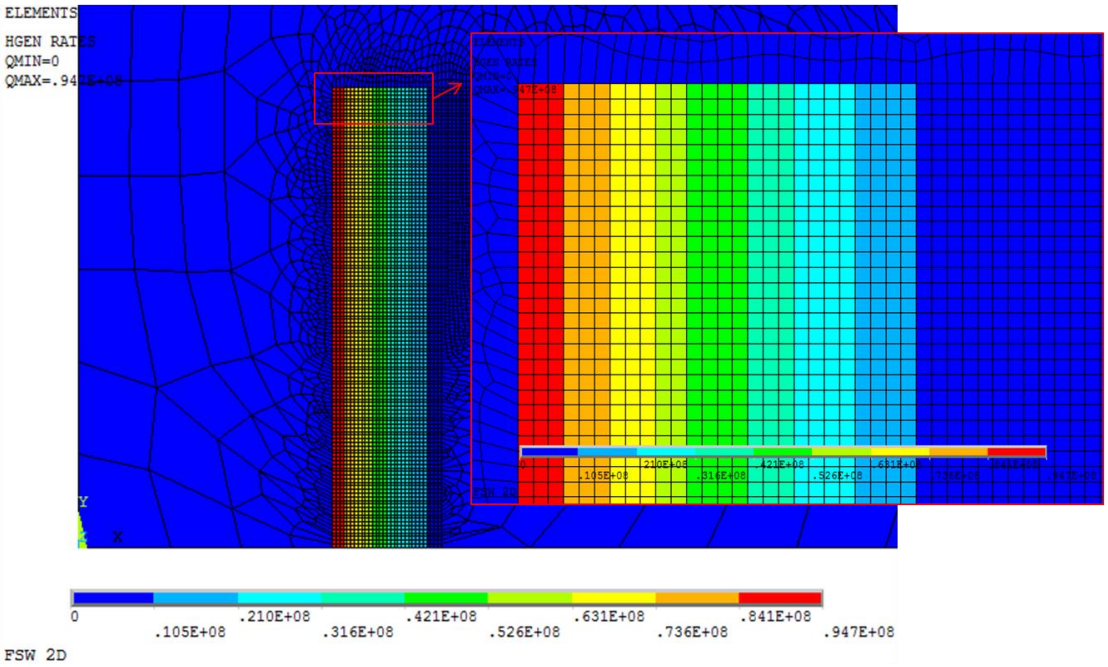



Figura IV.12 - Geração da potencia térmica em decorrência do trabalho plástico na peça e na região em detalhe em W/m$^3$.

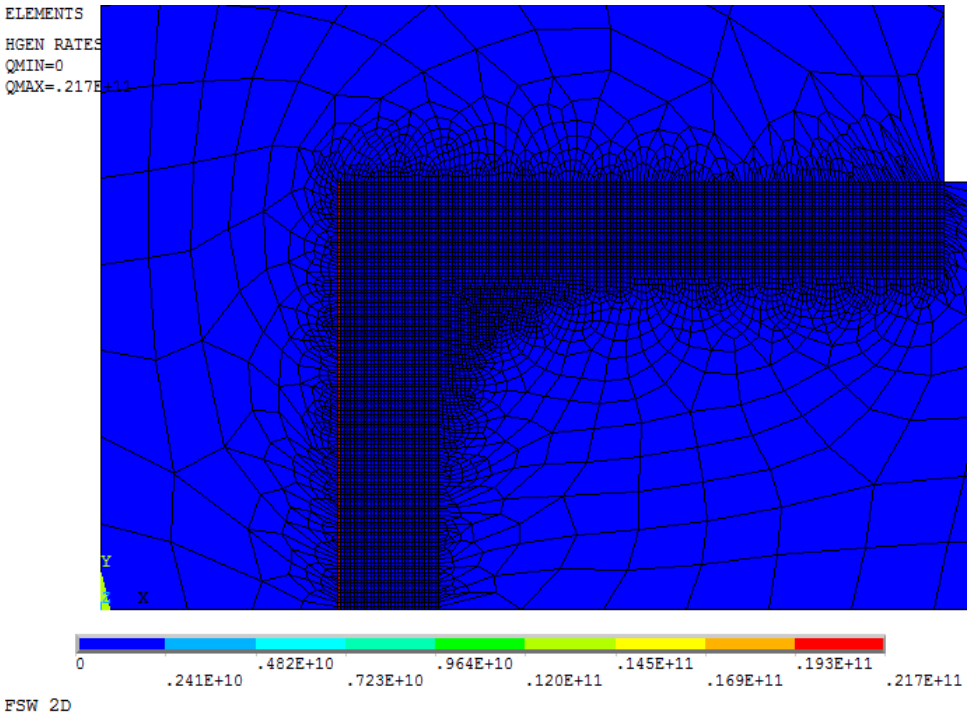



Figura IV.13 - Geração da potencia térmica em decorrência do atrito entre o *probe* e na peça, em W/m$^3$.

## IV.2 - Modelo Tridimensional

Para a análise mais refinada do processo de soldagem por atrito FSW, foi desenvolvido um modelo tridimensional que permite desenvolver uma análise transiente do processo de troca de calor, na qual a dinâmica do avanço da ferramenta é considerada, através da implementação de rotinas desenvolvidas na linguagem de programação do ANSYS (APDL).

O modelo 3D desenvolvido considera a condição de simetria propocionando uma redução do número de elementos da malha de elementos finitos sem alterar a acuracidade dos resultados. Nesta condição de simetria. O modelo 3D possui 238.160 elementos.

A rotina desenvolvida em APDL inclui o modelo de fonte de calor proposto, descrito através das equações (27-29) e (35), para representar a geração de calor no processo FSW. Esta geração é aplicada a cada elemento da malha de elementos finitos através de uma contribuição local, cuja ativação de geração depende da seleção correspondente ao avanço da ferramenta ao longo da peça.

A Figura IV.12 apresenta a malha de elementos finitos utilizada nas simulações numéricas, sendo utilizado o elemento tetraédrico de oito nós e de primeira ordem SOLID70, que possui como único grau de liberdade a temperatura. No detalhe da Figura IV.12 é possível observar a malha mapeada na região de geração de calor, nesta região os elementos tetraédricos possuem arestas de 0,05 mm de comprimento, dimensão igual à utilizada para o elemento quadrático do modelo 2D.

A Figura IV.14 ilustra as condições de contorno térmico no modelo 3D utilizado para a análise do processo de soldagem FSW. Neste modelo, considera-se para a superfície inferior uma condição de convecção equivalente do tipo *Backing Plate* e para as demais superfícies (superior e lateral) considera-se uma condição de convecção com o meio utilizando o mesmo valor para o coeficiente de convecção. Os valores utilizados são apresentados na Figura IV.13.

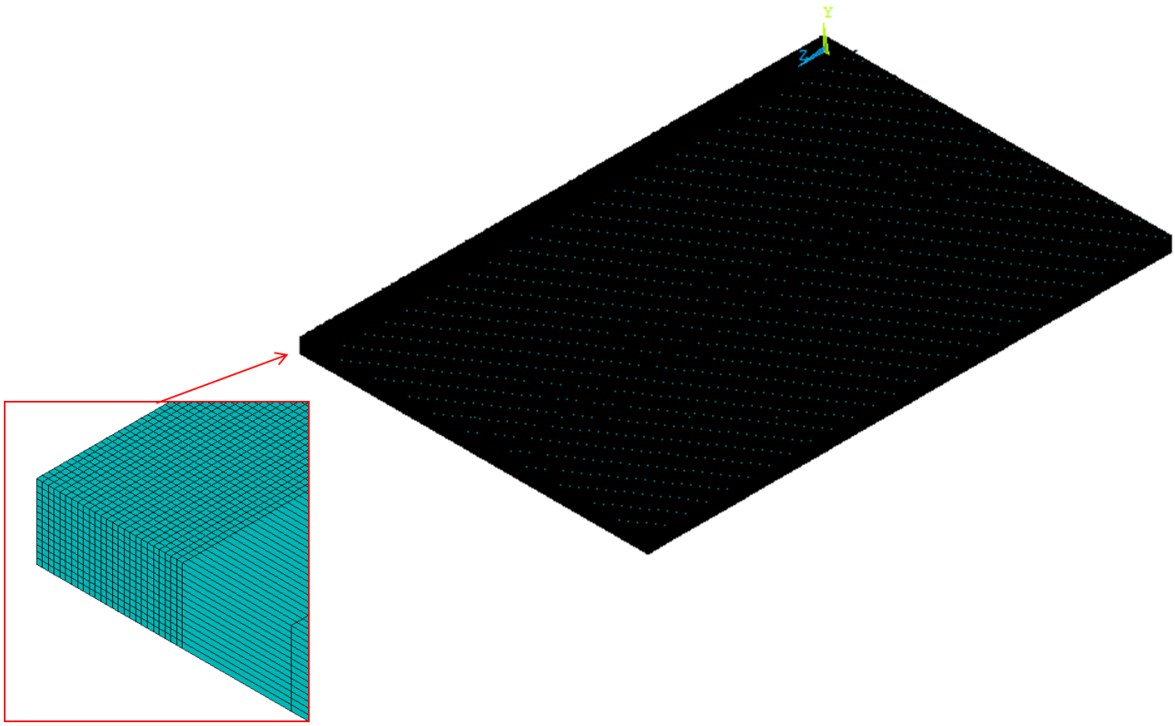


Figura IV.14 Malha de Elementos Finitos do modelo 3D, apresentando detalhe da região com uma maior discretização associada ao processo de geração de calor.

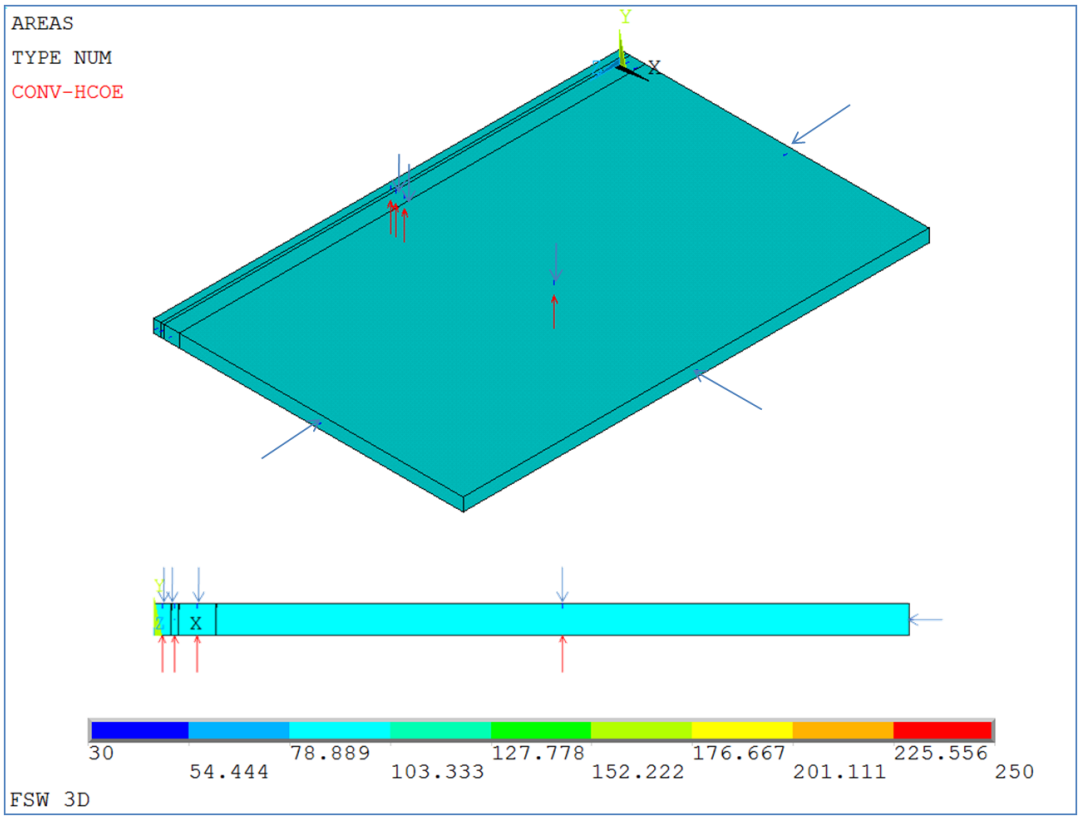



Figura IV.15 Condição de contorno, convecção, modelo 3D.

### IV.2.1 - Verificação das Contribuições de Geração de Calor do Modelo 3D

A Figura IV.16 ilustra a geração de calor promovida pelos dois mecanismos que contribuem na geração de calor cuja magnitude é função da posição no instante final do deslocamento da fonte: atrito do *shlouder* e trabalho plástico. Pode-se observar que a geração de calor associada à deformação plástica aumenta à medida que se aproxima do *probe*, tendo o seu valor máximo na interface entre o material e o *probe*. Já a geração de calor associada ao atrito com o *shoulder* aumenta até atingir o seu máximo no diâmetro máximo do *shoulder*. Este comportamento está de acordo com a equação (35) apresentada no Capítulo 3.

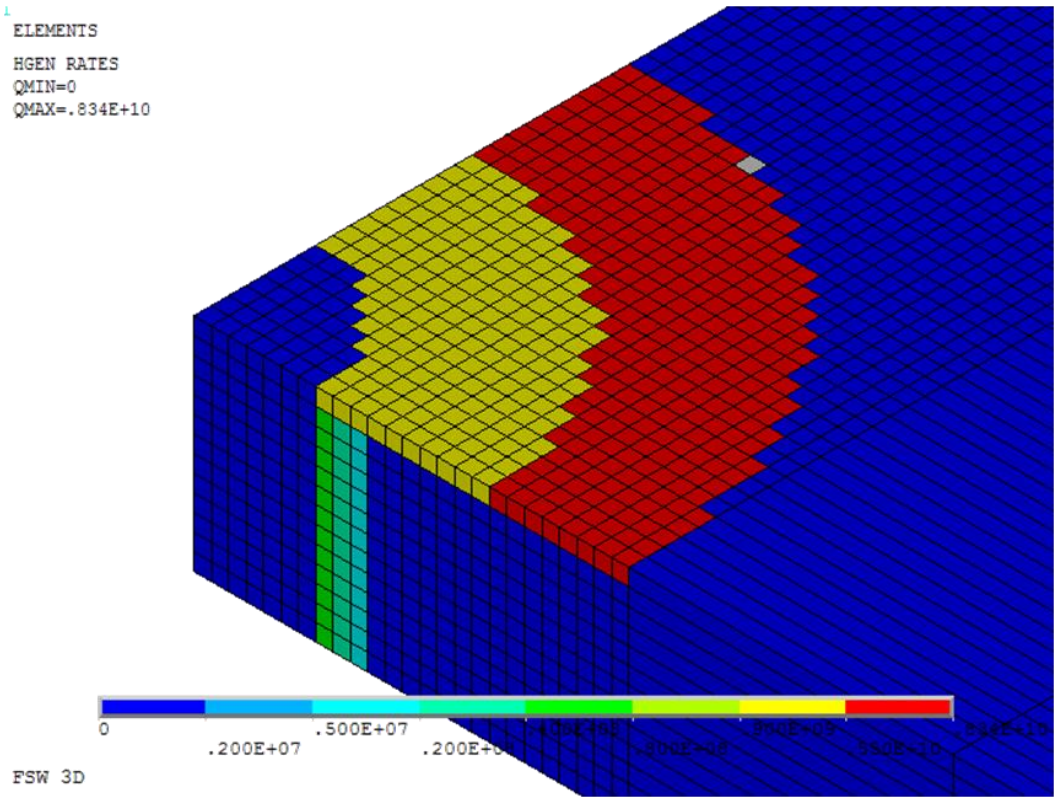



Figura IV.16 - Geração de calor no modelo 3D, em W/m$^3$.

# V. Resultados Numéricos do processo FSW

Este capítulo apresenta resultados das simulações numéricas obtidos com os modelos desenvolvidos, procurando explorar os efeitos das contribuições na geração de calor e os efeitos dos parâmetros do processo na qualidade da junta.

Inicialmente são desenvolvidas simulações numéricas com o modelo 2D com o objetivo de avaliar a sensibilidade dos coeficientes de convecção da chapa e do *Backing Plate* e, através da comparação de resultados de simulações numéricas com dados experimentais e avaliar a capacidade do modelo em reproduzir os resultados experimentais além de estabelecer valores ótimos para os coeficientes de convecção.

Em seguida são desenvolvidas simulações com o modelo 2D e 3D para avaliar a influência dos parâmetros do processo.

## V.1 Modelo 2D

Inicialmente, a partir do modelo desenvolvido apresentado no item 3.2.1, desenvolve-se uma análise de sensibilidade para avaliar a condição de troca de calor na região inferior de apoio da chapa através da hipótese de *Backing Plate*. A representação do tipo *Backing Plate* tem por objetivo considerar o efeito da troca de calor na região do apoio através da utilização de um coeficiente de convecção equivalente.

Durante esta análise simplificada, o modelo 2D é utilizado considerando para as outras superfícies livres da chapa e da ferramenta um valor para o coeficiente de convecção igual a 30 W $m^{-2}$ $K^{-1}$. Nas simulações desenvolvidas considera-se uma temperatura ambiente de 20°C. O modelo 2D desenvolvido contém a representação da ferramenta do processo.

As diferentes condições utilizadas para a análise de sensibilidade ao valor do coeficiente de convecção proposto para o *Backing Plate* são apresentadas na Tabela 7.1. O efeito do valor do coeficiente de conveção para o *Backing Plate* é analisado para 7 condições utilizando o modelo proposto. Uma oitava condição, considerando a implementação direta das equações propostas por RUSSELL (2000), também é avaliada. Para todos os resultados o coeficiente de convecção da chapa é de 30 W $m^{-2}$ $K^{-1}$, assim como o da ferramenta, com exceção da condição 4.

Para as simulações apresentadas nesta seção adota-se uma configuração de "agarramento total" entre o *probe* e o material ($\delta$ = 1). Dessa forma tem-se a contribuição integral da processo de deformação plástica e a ausência da contribuição na geração de calor associada ao atrito entre o *probe* e a peça.

Tabela V.1- Condições estudadas para avaliar o efeito do coeficiente de convecção do *Backing Plate* utilizando o modelo 2D.

| **Condição Analisada** | **Coeficiente de convecção ($W\ m^{-2}\ K^{-1}$)** |
|---|---|
| 1- *Backing Plate* | 0 |
| 2- *Backing Plate* | 150 |
| 3- *Backing Plate* e superfície superior da ferramenta | 250 |
| 4- *Backing Plate* | 250 |
| 5- *Backing Plate* | 500 |
| 6- *Backing Plate* | 1000 |
| 7- *Backing Plate* | 1500 |
| 8- *Backing Plate* (Segundo Formulação de RUSSELL,2000) | 500 |

A condição 3, tem por objetivo estudar a influência de uma representação diferenciada para a região superior da ferramenta. Neste caso utilizou-se para a região da ferramenta o mesmo coeficiente de convecção do *Backing Plate*.

Para a condição 8, foram implementadas no modelo numérico as equações de geração de calor propostas por RUSSELL (2000). Este modelo apresenta valores de geração de calor constantes para cada contribuição que são introduzidas no modelo através de contribuições para a geração de calor superficiais através do comando do ANSYS SFL. Este enfoque é diferenciado do adotado no modelo proposto neste trabalho, onde as contribuições para a geração de calor dependem da posição espacial e são representadas no modelo através de geração de calor nos elementos através do comando ANSYS BFE.

Os resultados obtidos das simulações numéricas são comparados com valores experimentais desenvolvidos por RUSSELL (2000). No experimento desenvolvido por RUSSELL (2000) são utilizados 5 termopares instalados na superfície, e localizados numa linha perpendicular ao deslocamento da ferramenta. O primeiro termopar está posicionado na própria linha de deslocamento da ferramenta e os seguintes posicionados a distâncias de 10 mm entre cada um. A linha perpendicular à direção da soldagem está posicionada a 100 mm da borda da chapa. A Figura V.1 mostra a localização dos termopares utilizados no experimento de RUSSELL (2000) e considerados no modelo numérico. Os termopares são instalados na superfície da chapa.

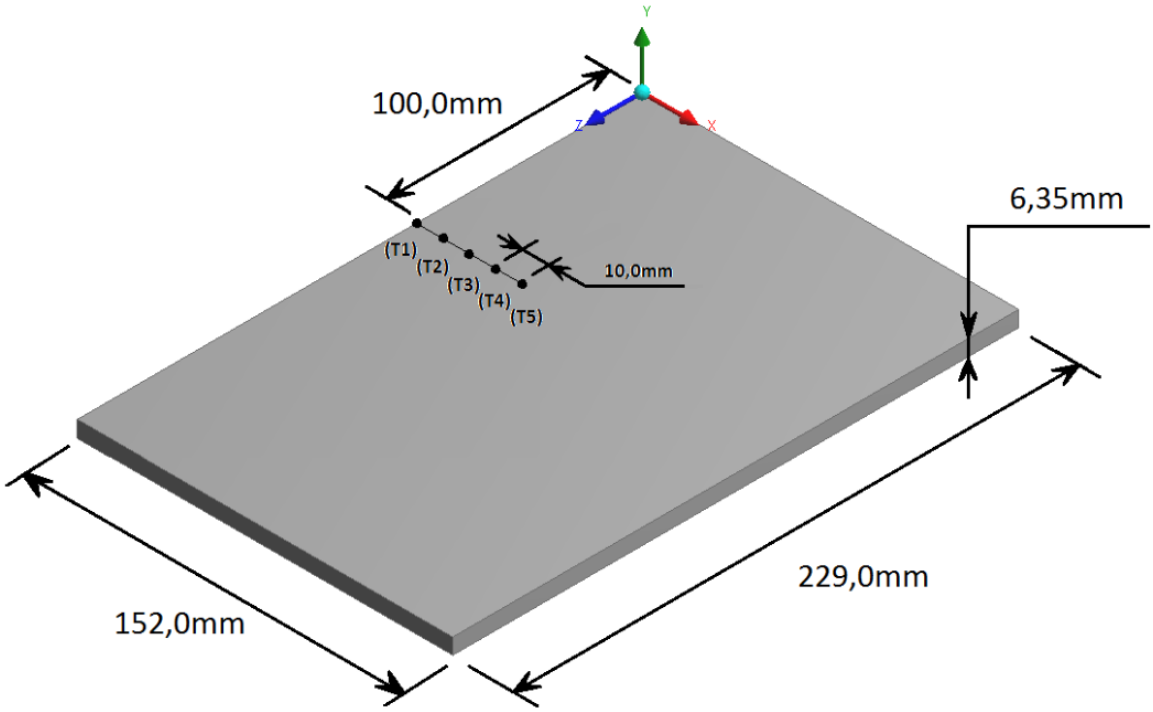



Figura V.1 – Dimensões da chapa simulada no processo de soldagem com a indicação da localização dos termopares.

O primeiro termopar é consumido durante o processo (instalado na linha de deslocamento), perdendo a função após o instante em que a ferramenta passa por ele. Nas simulações numéricas desenvolvidas utilizando o modelo 2D proposto, a temperatura é avaliada em 4 pontos cuja localização coincide com a posição dos 4 termopares fora da linha de deslocamento. A temperatura obtida nas simulações é comparada com os resultados para com os dados obtidos nos termopares,

considerando o instante onde ocorre a passagem da ferramenta pela linha de instalação dos termopares ($t$ = 91 s, no experimento).

A Figura V.2 apresenta a comparação entre o resultado experimental e as oito condições de troca de calor obtidas com o modelo 2D. As condições de 1 a 7 apresentam os resultados utilizando o modelo de fonte de calor proposta neste trabalho enquanto a condição 8 representa a implementação direta das 3 contribuições propostas analiticamente por RUSSELL (2000) no modelo 2D.

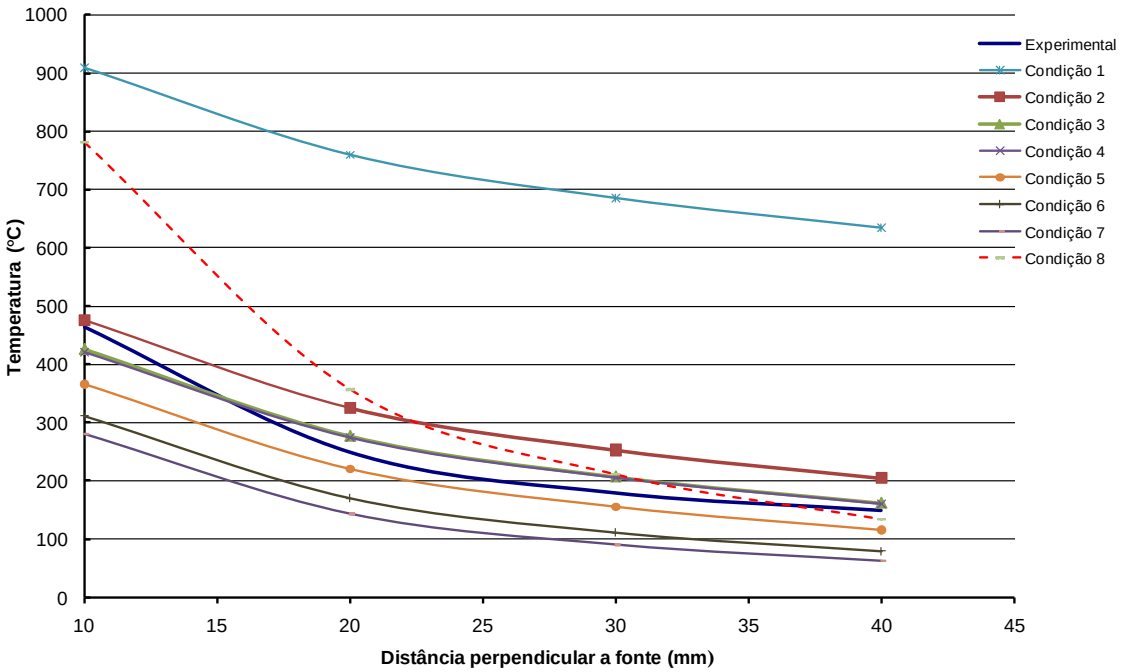



Figura V.2 – Temperatura na chapa para as 4 posições dos termopares. Estudo de sensibilidade do coeficiente de convecção do *Backing Plate*. Valores de $h$ em (W m$^2$ K$^{-1}$).

Os resultados mostram que a condição para um coeficiente de convecção equivalente, *Backing Plate,* é igual a 250 W m$^2$ K$^{-1}$ apresenta a melhor concordância com os resultados experimentais. Para o levantamento da influencia da troca de calor na parte superior da ferramenta, os resultados indicam que esta região não apresenta um impacto significativo no resultado, observando-se uma coincidência das curvas para as condições 3 e 4, quarta linha (coincidentes) de cima para baixo.

A partir da definição do coeficiente de convecção do *Backing Plate* como sendo igual a 250 W $m^2$ $K^{-1}$, realizou-se um estudo de sensibilidade dos coeficiente de convecção na chapa, adotando-se os seguintes valores: 10, 15, 20 e 30 $Wm^2K^{-1}$ .

Como pode-se observar através da Figura V.3, não houve expressiva mudança na distribuição de temperatura. A Figura V.4 apresenta a distribuição de temperatura para a condição onde o coeficiente de convecção na chapa e ferramenta é de 30, enquanto para o *Backing Plate* é de 250 $W.m^2.K^{-1}$. Esta condição apresenta uma distribuição de temperatura com uma boa concordância em relação aos dados experimentais obtidos por RUSSELL (2000) e é adotada nas simulações desenvolvidas a seguir.

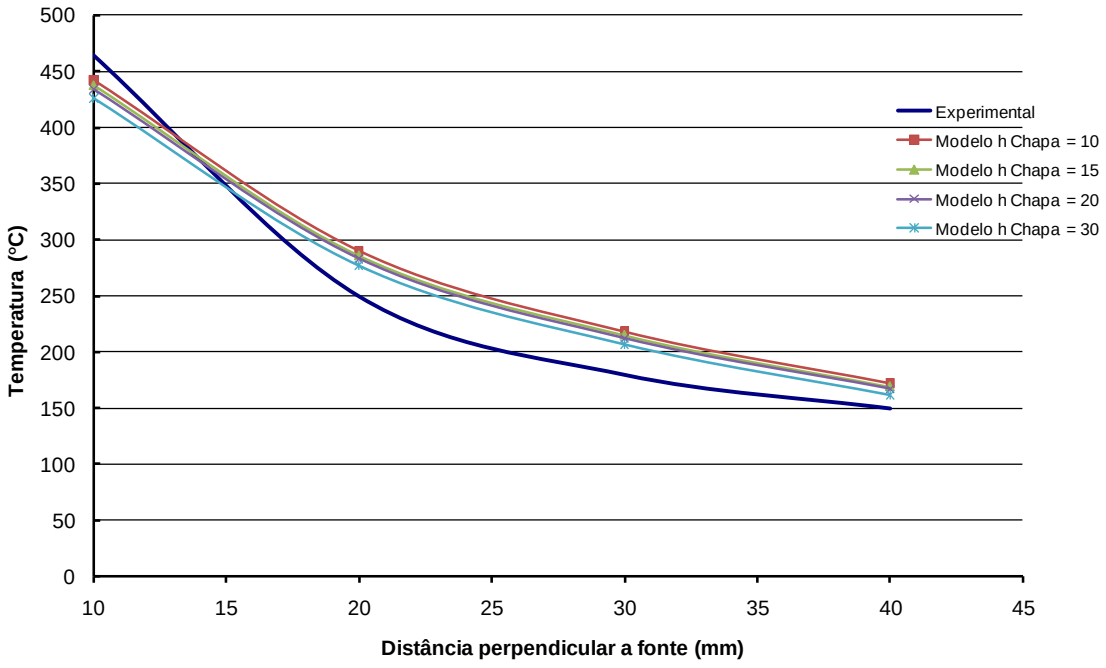



Figura V.3 - Temperatura na chapa para as 4 posições dos termopares. Estudo de sensibilidade do coeficiente de convecção da chapa. Valores de *h* em ($W.m^2.K^{-1}$).

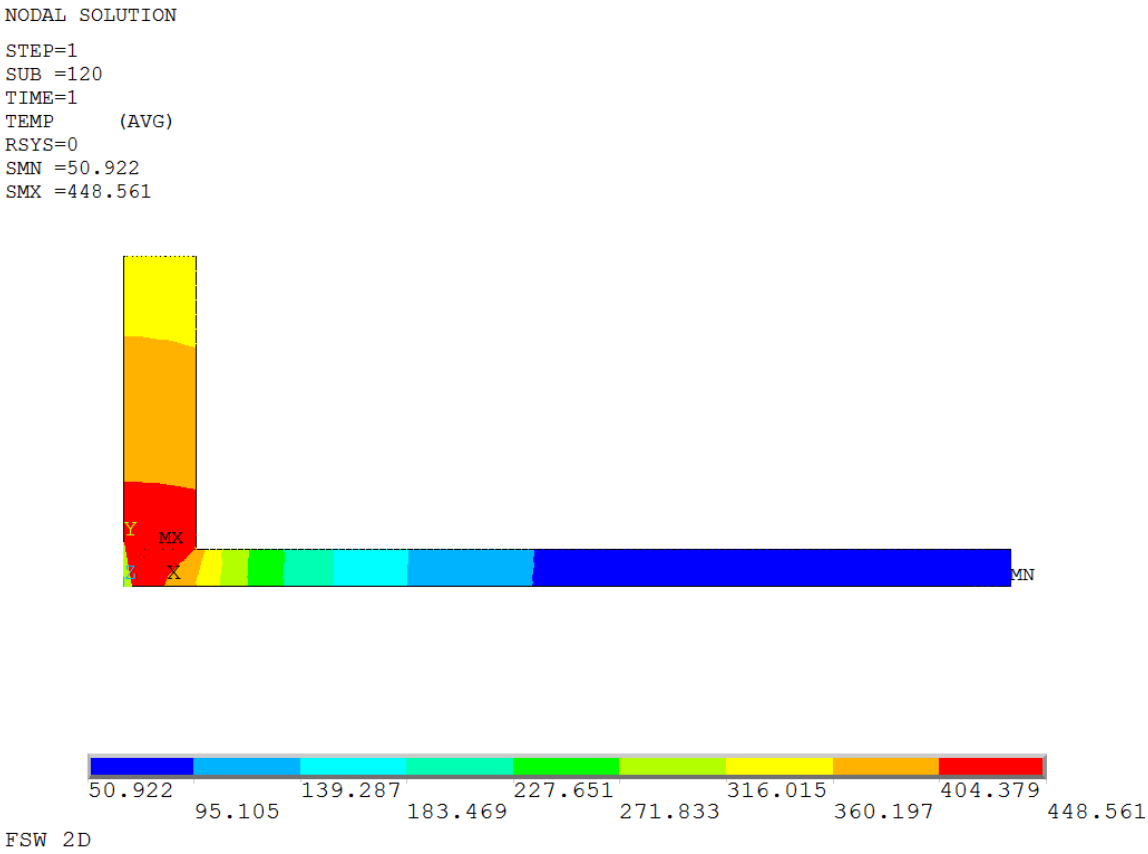



Figura V.4 - Distribuição de temperatura Modelo 2D.

## V.2 Resultado Modelo 3D

Os resultados numéricos obtidos nas simulações com o modelo 2D mostram que, apesar de suas limitações, o modelo é capaz de representar adequadamente os dados experimentais obtidos por RUSSELL (2000). Neste item são apresentados resultados numéricos utilizando o modelo 3D que permite uma abordagem mais detalhada do processo FSW.

Através deste modelo é possível desenvolver análises transientes e comparar dados experimentais obtidos por RUSSELL (2000) para a evolução no tempo da temperatura nos 5 termopares instalados na superfície da chapa, descritos no item anterior.

A Figura V.5 mostra a evolução da temperatura no tempo obtida através dos 5 termopares para o experimento desenvolvido por RUSSELL (2000). Conforme mostra a Figura V.5, o termopar posicionado sobre a linha de soldagem (posição 0 mm) é consumido no tempo aproximado de 91 s.

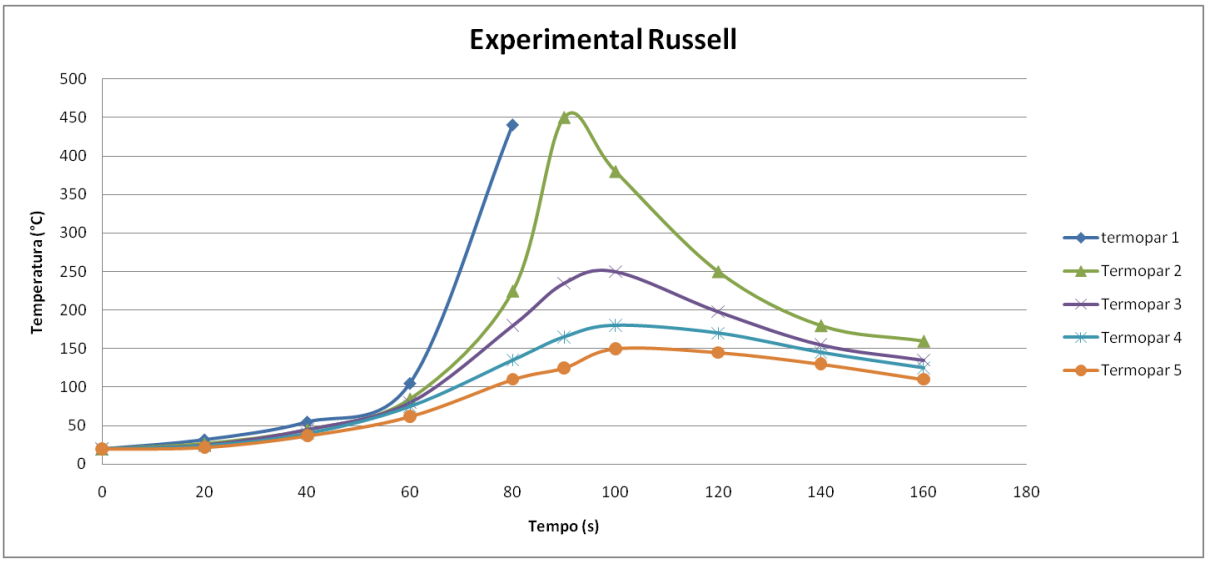



Figura V.5 - Evolução da temperatura no tempo obtida através dos termopares para o experimento de RUSSELL (2000).

Para possibilitar a comparação entre os resultados numéricos obtidos com o modelo desenvolvido e os dados obtidos do experimento de RUSSELL (2000), foram mapeados os nós da malha de elementos finitos correspondentes às coordenadas dos termopares.

No modelo desenvolvido foi considerada uma condição de convecção do tipo *Backing Plane* na superfície inferior da chapa submetida ao processo de soldagem, similar à utilizada no modelo 2D. Da mesma forma que foi feito para o modelo 2D, o modelo 3D desenvolvido foi submetido a um estudo de sensibilidade à troca de calor com o meio, em particular em relação ao coeficiente de convecção equivalente ao *Backing Plate*.

Para isso foram realizadas 6 simulações levantando a sensibilidade ao coeficiente de convecção aplicado ao *Backing Plate*, o valor inicial utilizado foi de 500 W $m^2$ $K^{-1}$, conforme revisão bibliográfica como sendo um valor ótimo (CHAO e QI, 1998; KHANDKAR et al., 2003; NANDAN et al., 2008).

Considerando este valor inicial, foram realizadas simulações considerando os valores de (modelo adiabático 0 W $m^2$ $K^{-1}$.), 150, 250, 1000 e 1500 W $m^2$ $K^{-1}$. Da mesma forma que para o modelo 2D, para as superfícies laterais e superiores da chapa utilizou-se o valor de 30 W $m^2$ $K^{-1}$ para o coeficiente de convecção.

Para as simulações apresentadas nesta seção adota-se uma configuração de "agarramento total" entre o *probe* e o material ($\delta$ = 1). Dessa forma tem-se a contribuição integral da processo de deformação plástica e a ausência da contribuição na geração de calor associada ao atrito entre o *probe* e a peça.

Como já exposto, a geração de calor e o processo térmico dependem de parâmetros geométricos da ferramenta e de outras características presentes no processo de soldagem. O estudo de sensibilidade à troca de calor tem por objetivo calibrar o modelo numérico utilizando os dados do experimento de RUSSELL (2000), mantendo os demais parâmetros geométricos e do processo.

Os resultados, para cada condição de coeficiente de convecção equivalente ao *Backing Plate* são apresentados nas Figuras de V.6 a V.17. Para cada coeficiente de convecção representativo do *Backing Plate* são apresentados a distribuição da temperatura no instante final e um gráfico comparativo com o resultado numérico referente à evolução no tempo dos pontos posicionados nas coordenadas dos termopares e as leituras experimentais obtidas através dos 5 termopares.

Na comparação entre os resultados numéricos e os dados levantados pelo experimento de RUSSELL 2000, os resultados experimentais são apresentadados descontando-se 15 segundos referente ao intervalo de tempo em decorrência da rotação inicial, sem deslocamento, existente no inicio do procedimento experimental. Assim, nos dados experimentais apresentados nas comparações com resultados numéricos, o instante de passagem da ferramenta pelos termopares passa a ser em 76 s ao invés de 91 s.

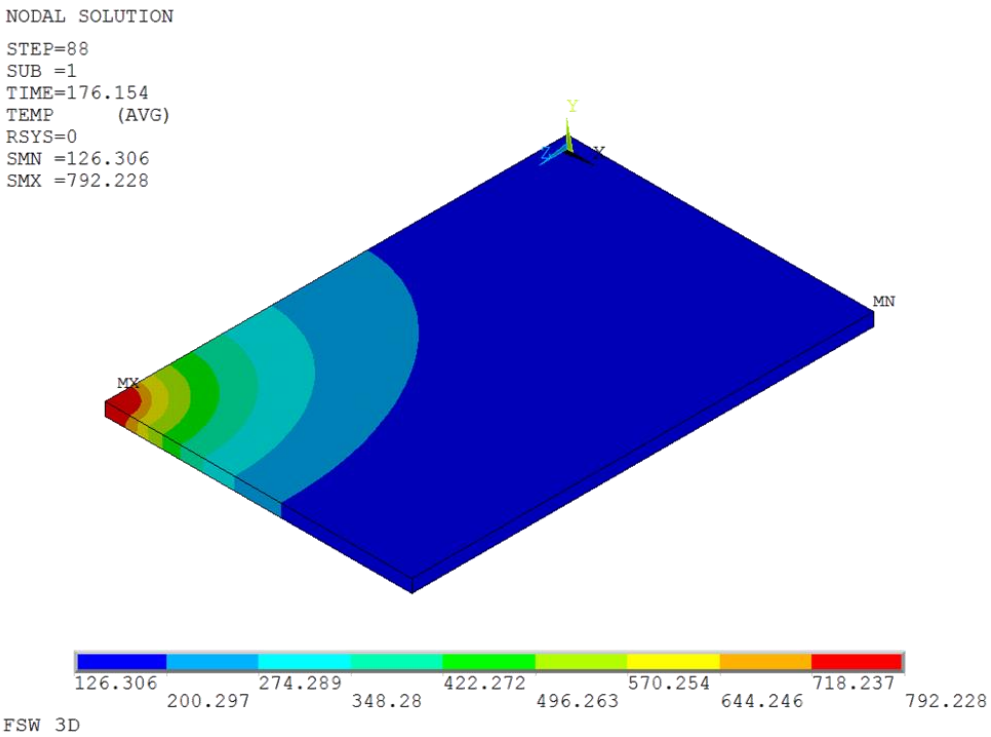



Figura V.6 - Distribuição da temperatura para o instante final. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 0 W m$^2$ K$^{-1}$ (condição adiabática).

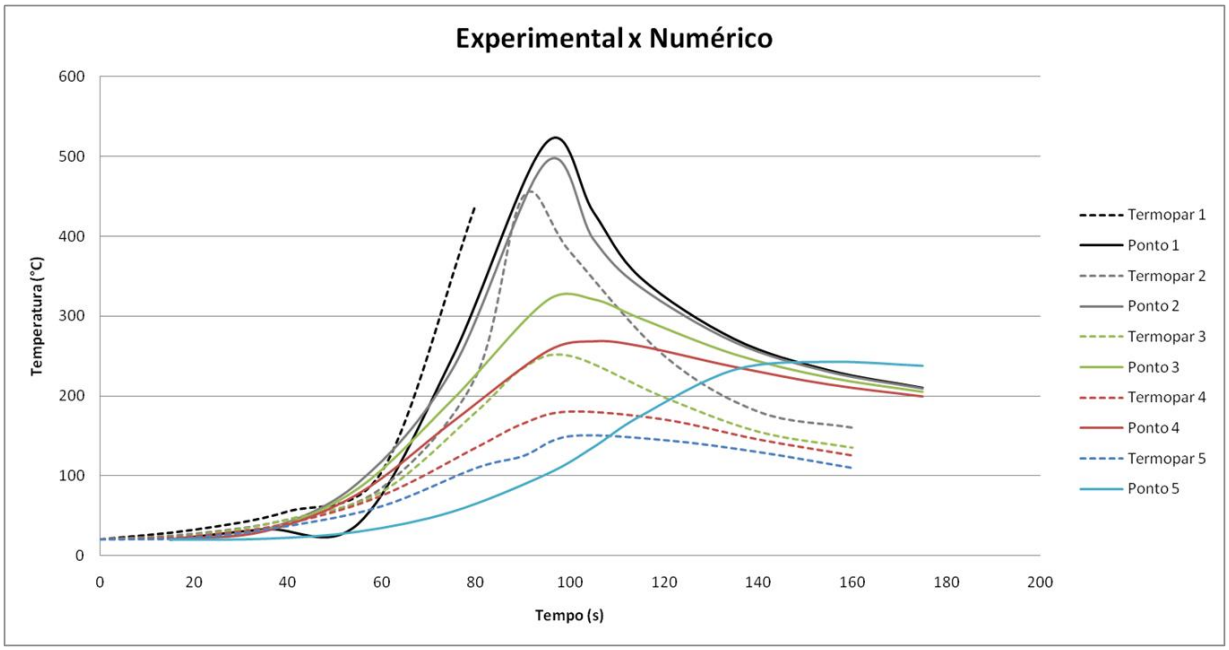



Figura V.7 - Evolução da temperatura no tempo. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 0 W m$^2$ K$^{-1}$ (condição adiabática).

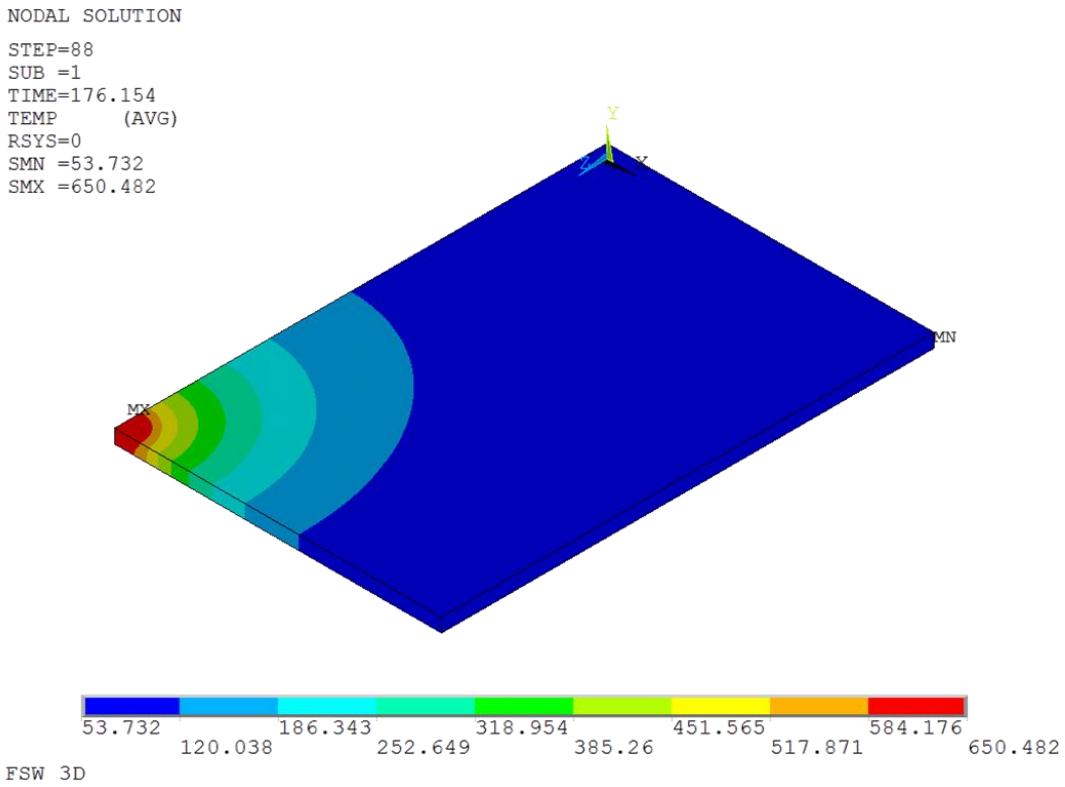



Figura V.8 - Distribuição da temperatura para o instante final. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 150 W m$^2$ K$^{-1}$.

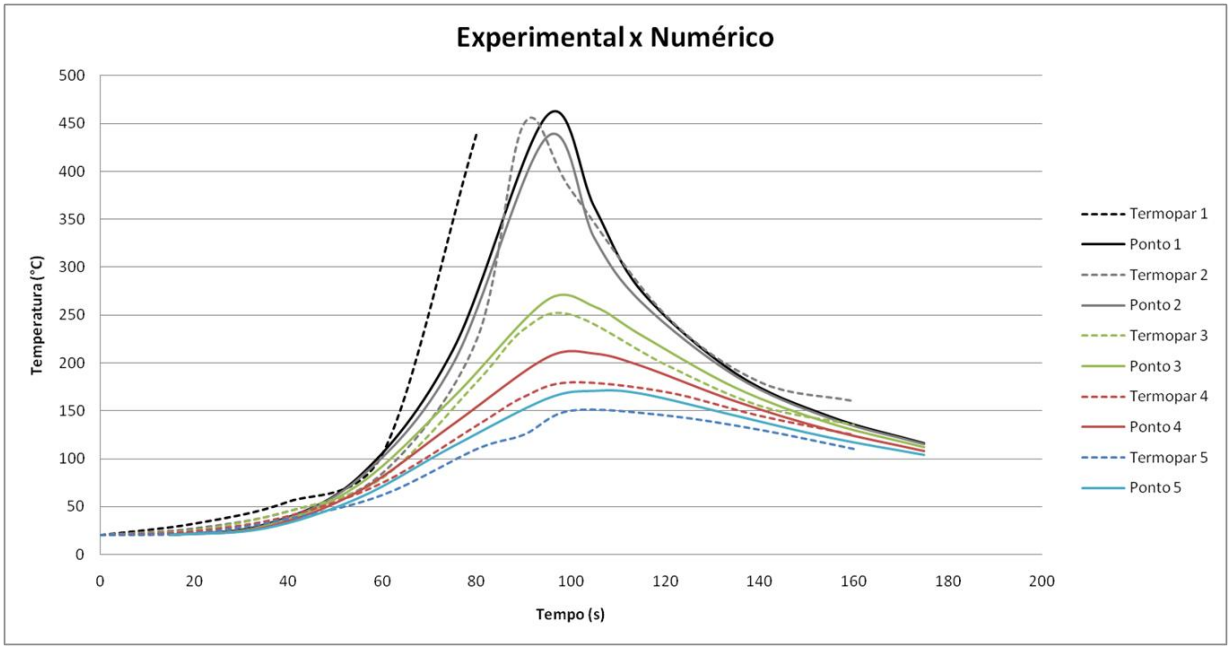



Figura V.9 - Evolução da temperatura no tempo. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 150 W m$^2$ K$^{-1}$.

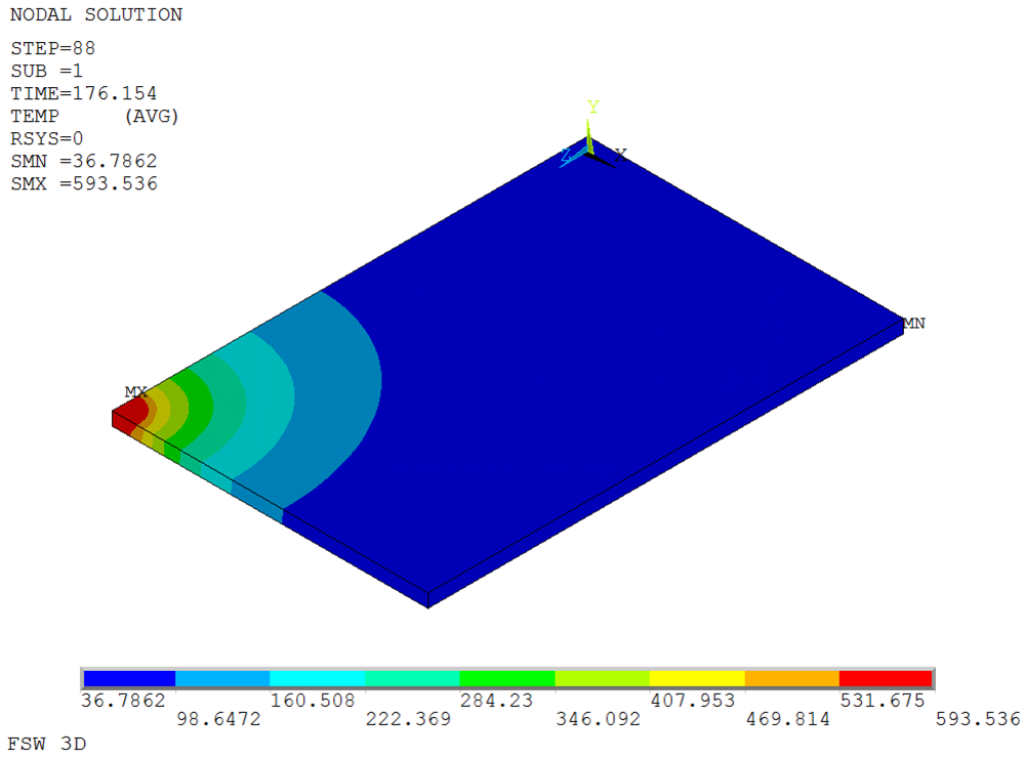



Figura V.10 - Distribuição da temperatura para o instante final. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 250 W m$^2$ K$^{-1}$.

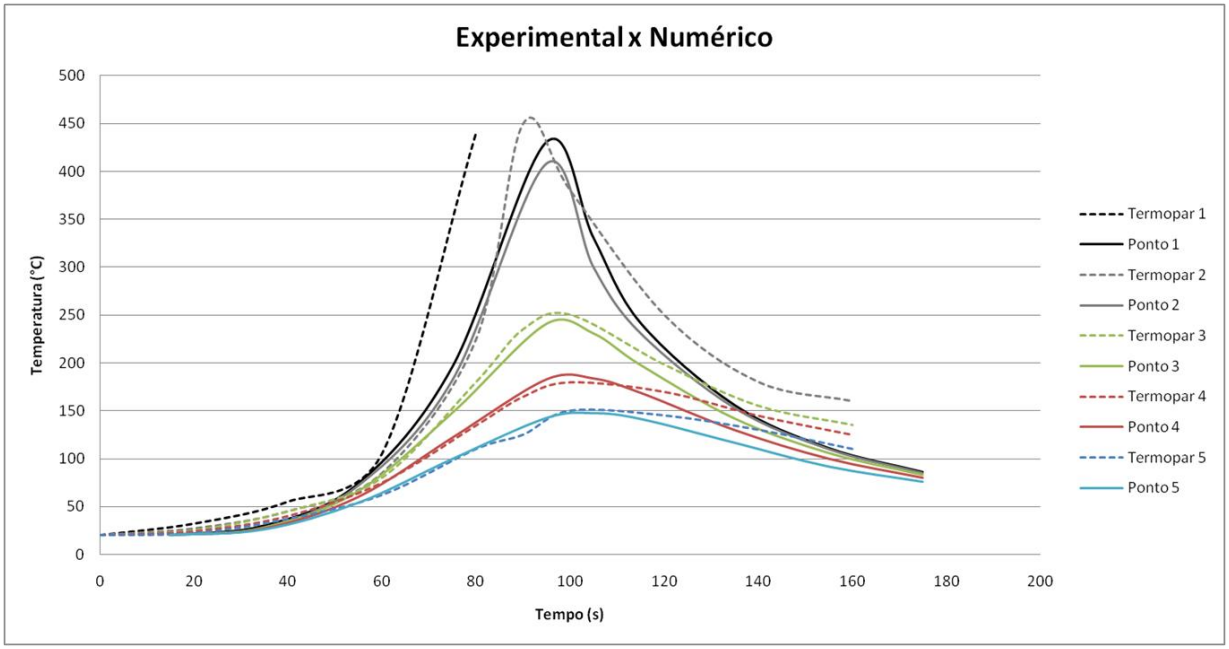



Figura V.11 - Evolução da temperatura no tempo. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 250 W m$^2$ K$^{-1}$.

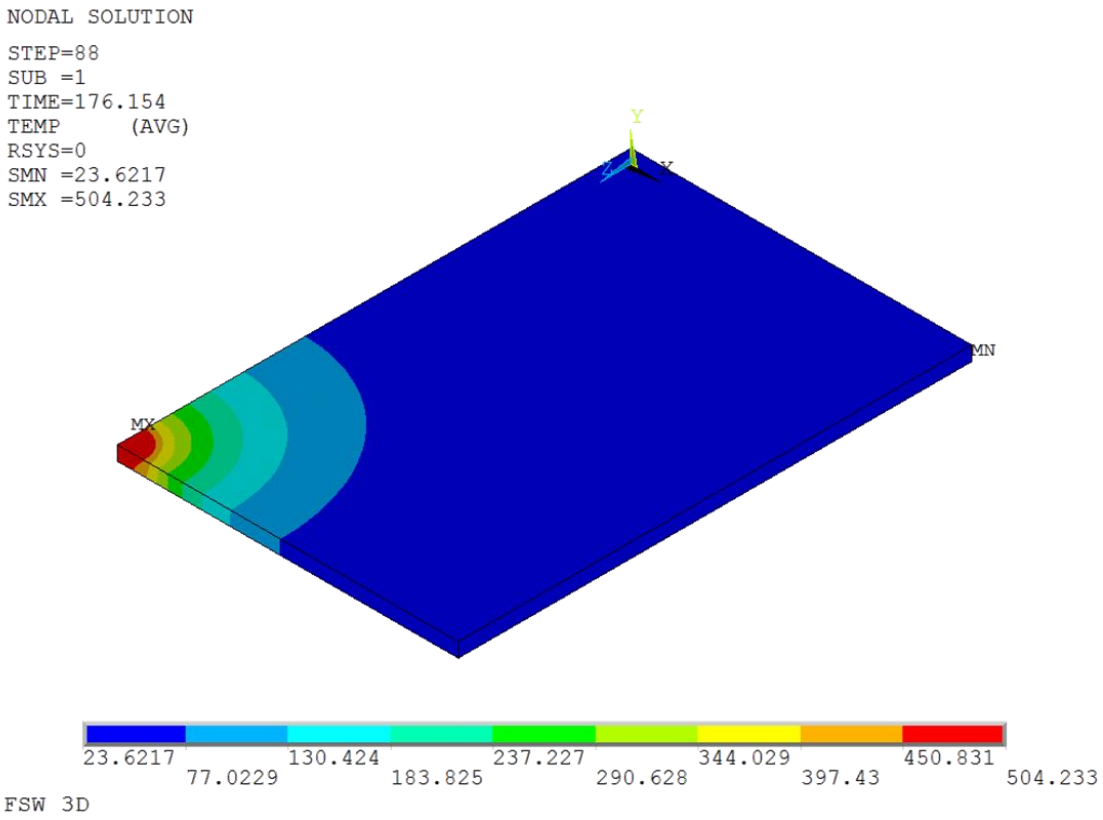



Figura V.12 - Distribuição da temperatura para o instante final. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 500 W m$^2$ K$^{-1}$.

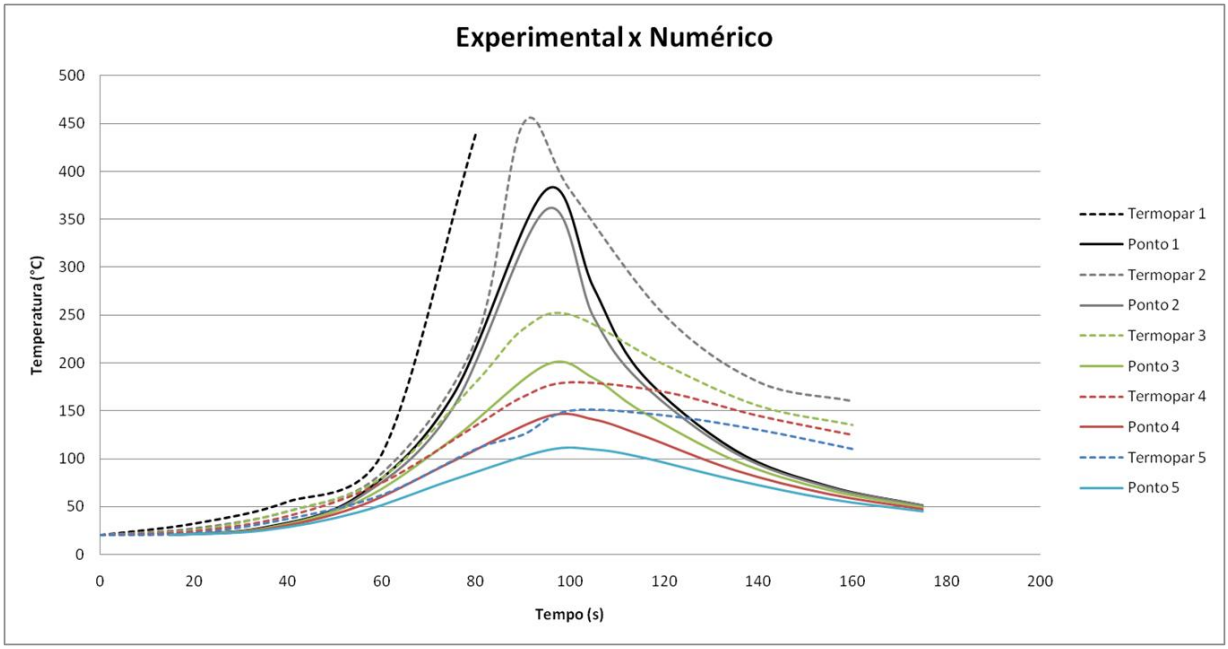



Figura V.13 - Evolução da temperatura no tempo. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 500 W m$^2$ K$^{-1}$.

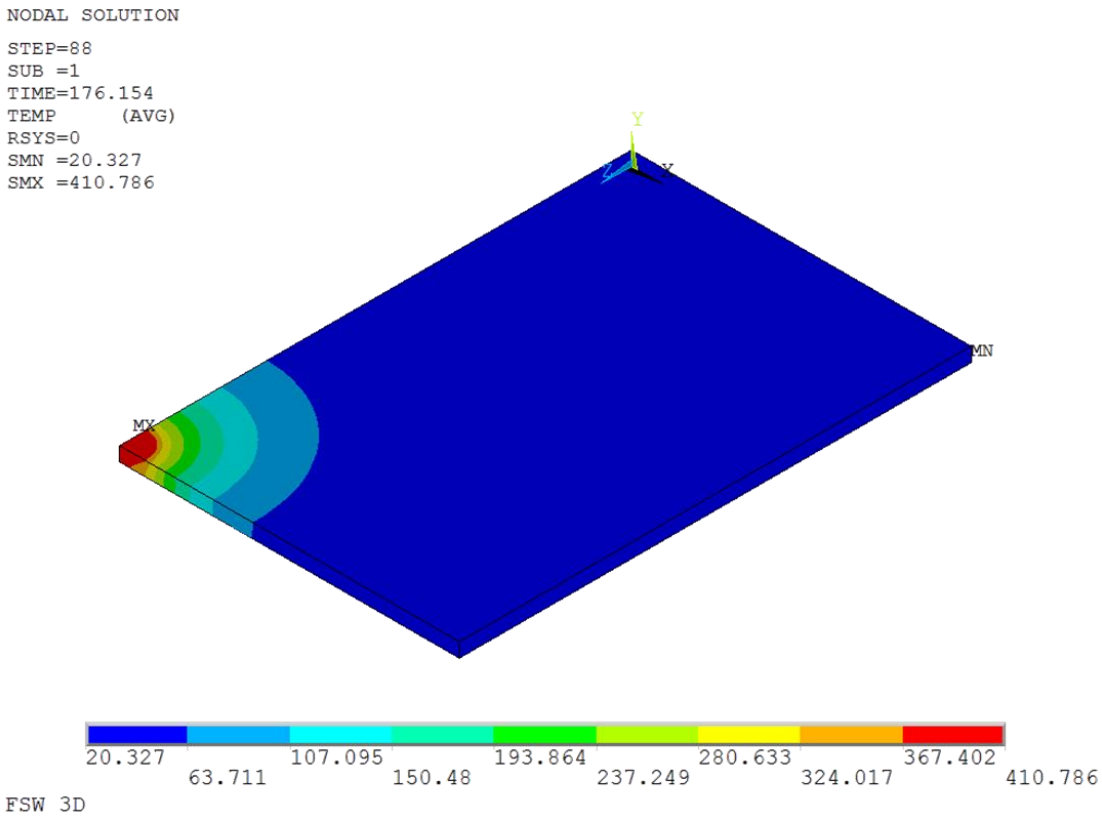



Figura V.14 - Distribuição da temperatura para o instante final. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 1000 W m$^2$ K$^{-1}$.

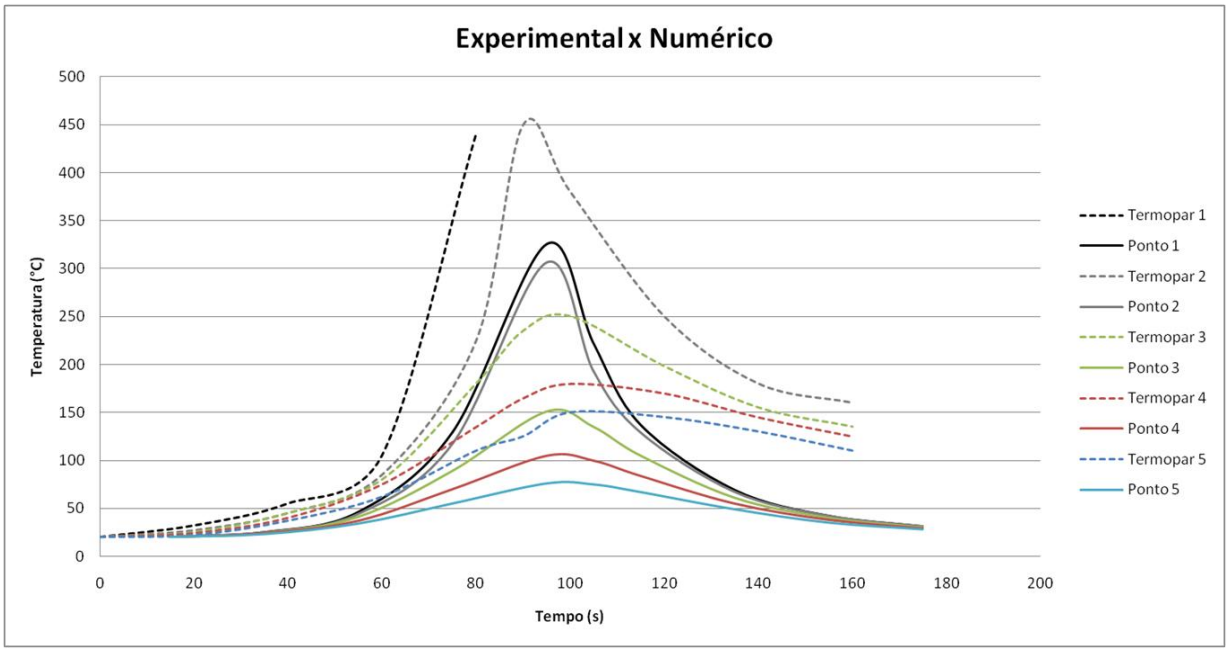



Figura V.15 - Evolução da temperatura no tempo. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 1000 W m$^2$ K$^{-1}$.

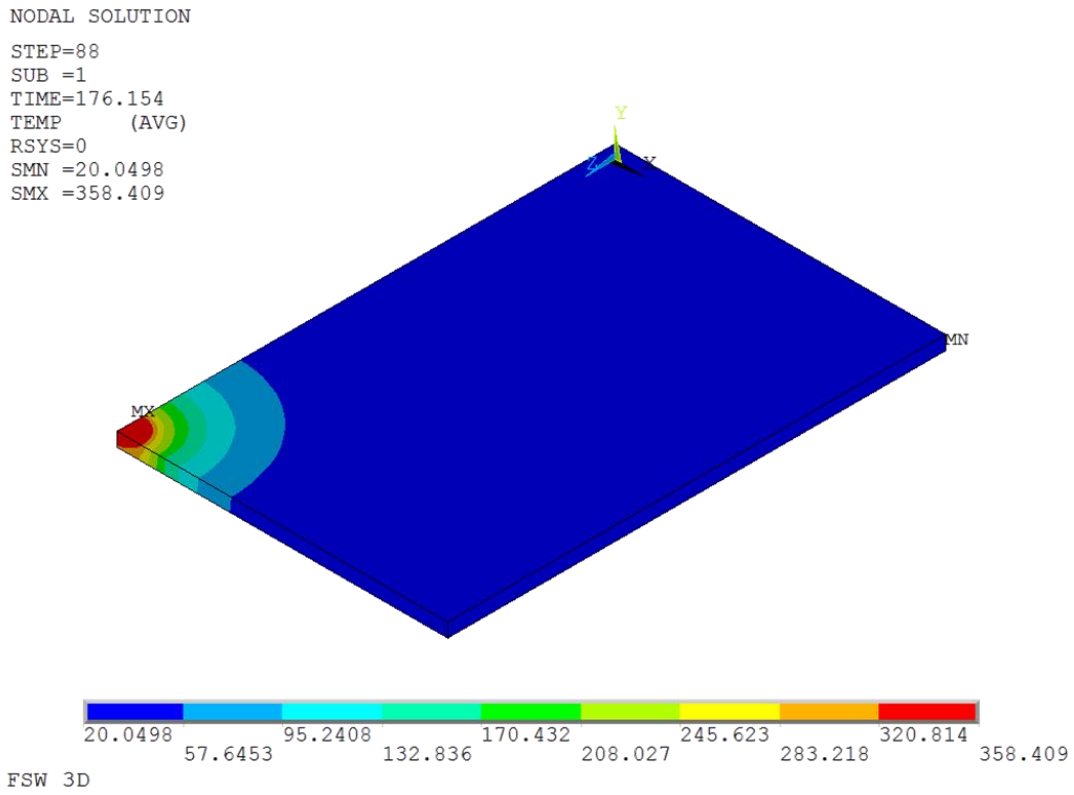



Figura V.16 - Distribuição da temperatura para o instante final. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 1500 W m$^2$ K$^{-1}$.

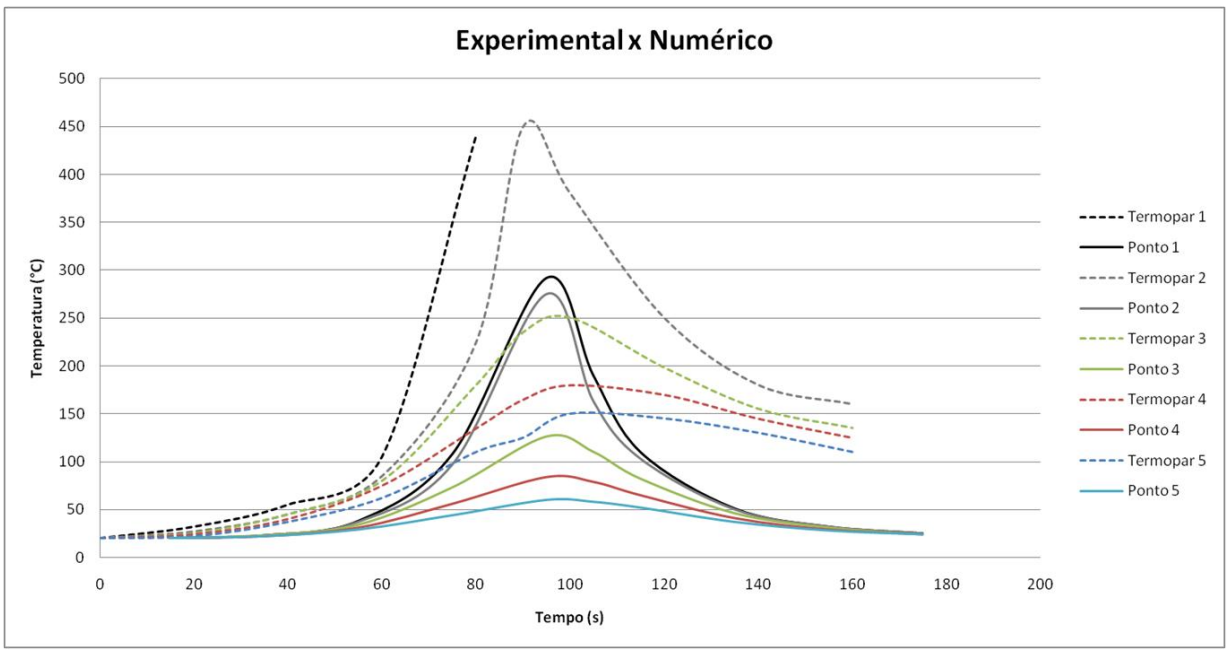



Figura V.17 - Evolução da temperatura no tempo. Modelo 3D considerando $h_{Backing\ Plate}$ = 1500 W m$^2$ K$^{-1}$.

Através dos resultados numéricos identifica-se que a melhor correlação entre o modelo numérico e o experimental ocorre para um valor do coeficiente de convecção equivalente do *Backing Plate* é de 250 $W.m^2.K^{-1}$ um coeficiente de convecção de 30 $W.m^2.K^{-1}$ para o resto da chapa, conforme mostra a Figura V.11.

Esta configuração corresponde à mesma utilizada para o estudo de consistência das equações de geração no modelo 2D e é adotada para as simulações desenvolvidas.

Com o propósito de investigar o impacto da variação do coeficiente de convecção das demais superfícies da chapa (superior e laterais) durante o processo de soldagem, foram realizadas simulações variando o valor de $h_{chapa}$ de 10, 15, 20 e 30 $W.m^2.K^{-1}$. A Figura V.18 apresenta a evolução da temperatura no tempo para cada ponto, sendo que as curvas cheias correspondem ao coeficiente de convecção da chapa igual a 30 $W.m^2.K^{-1}$ enquanto que as curvas pontilhadas correspondem a um valor de 10 $W.m^2.K^{-1}$. A figura mostra que não há significativa variação na faixa estudada.

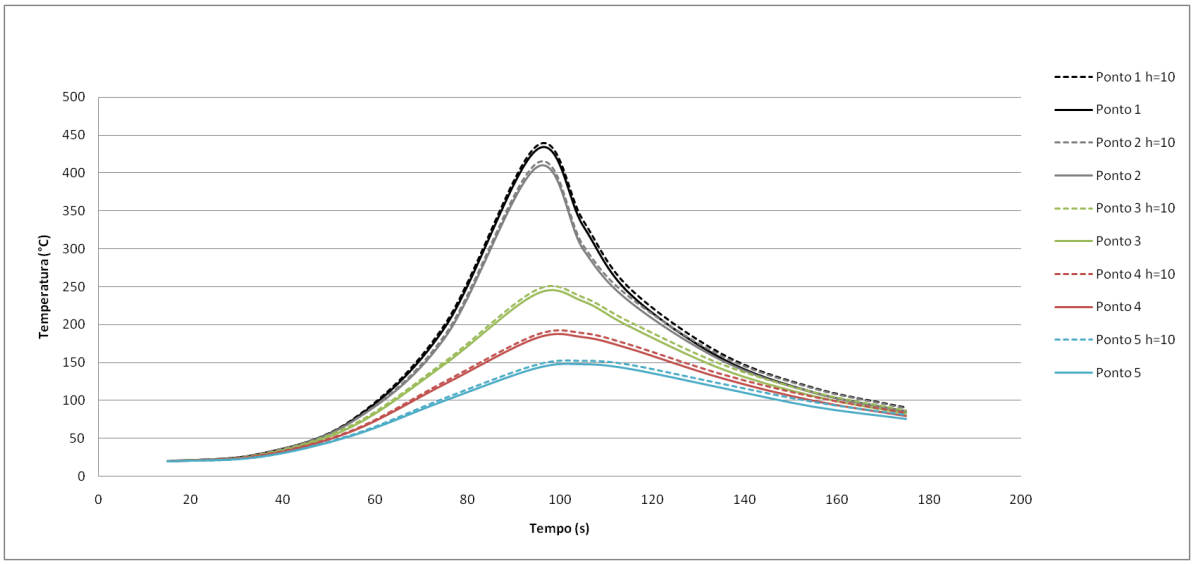



Figura V.18 - Evolução da temperatura no tempo. Modelo 3D considerando $h_{chapa}$ = 10 e 30 $W\ m^2\ K^{-1}$.

Tendo sido definido os coeficientes de troca de calor com o meio e a representação do *Backing Plate*, é apresentada a seguir uma comparação entre os resultados obtidos com os modelos 2D e 3D. Para uma comparação entre os modelos 2D, simulado em regime permanente, e o modelo 3D, analisado em regime transiente, utiliza-se para este modelo e para os dados experimentais o instante de tempo em que a fonte passa perpendicularmente à linha onde estão posicionados os termopares (z = 100 mm e t = 76 s da simulação numérica). O resultado da comparação entre os modelos 2D e 3D com os resultados experimentais neste instante de tempo é apresentado na Figura V.19, mostrando uma boa concordância entre eles.

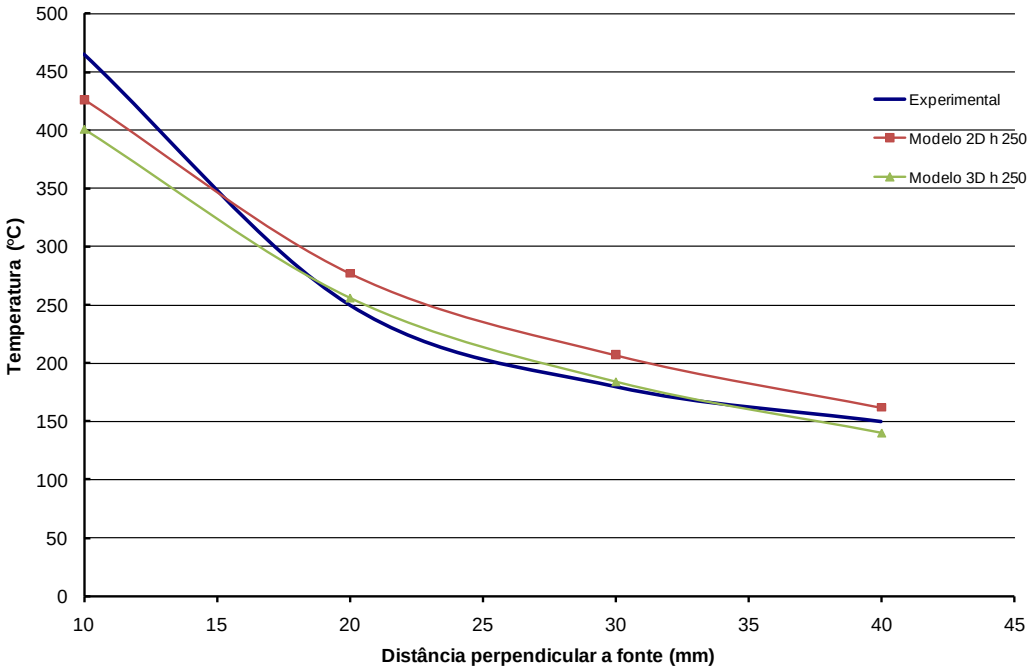



Figura V.19 - Distribuição da temperatura para os modelos 2D e 3D e para os valores experimentais de RUSSELL (2000) em *t* = 76 s (passagem da fonte de calor pela linha dos termopares).

Observa-se que o modelo 3D apresenta, para todas as posições, valores inferiores ao modelo 2D. Um dos fatores que influenciam o comportamento está associado ao fato de que o modelo 3D permite transferência de calor por condução na direção da soldagem, enquanto que o modelo 2D apresenta condições adiabáticas nesta direção (perpendicular à seção transversal). Em comparação com os dados experimentais, os 2 modelos numéricos apresentam valores superiores aos valores

experimentais para os termopares mais afastados da linha de soldagem, sendo que o modelo 3D é que apresenta uma melhor concordância com os resultados experimentais. Já em relação ao termopar mais próximo da linha de soldagem, os modelos apresentam valores inferiores. Este termopar está posicionado muito próximo à linha de soldagem (a 10 mm do centro) e durante o processo de soldagem o *shoulder* acaba encostando parcialmente nele, já que o raio deste é de 12,5 mm. Dessa forma os resultados experimentais para este termopar devem ser vistos com cuidado.

A Figura V.20 mostra a distribuição de temperatura na seção transversal da chapa no instante de tempo *t* = 76 s, correspondente ao instante em que a fonte passa pelo plano onde estão instalados os termopares (coordenada *z* = 100 mm). A figura V.21 apresenta a distribuição de temperatura da chapa para o instante *t* = 76 s.

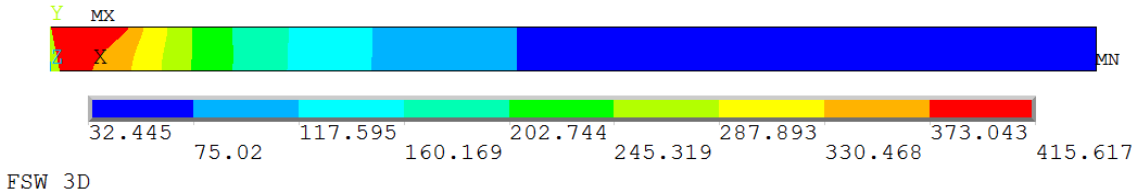



Figura V.20 - Distribuição de temperatura na seção transversal da chapa em z = 100 mm para *t* = 76 s (passagem da fonte de calor pela linha dos termopares).

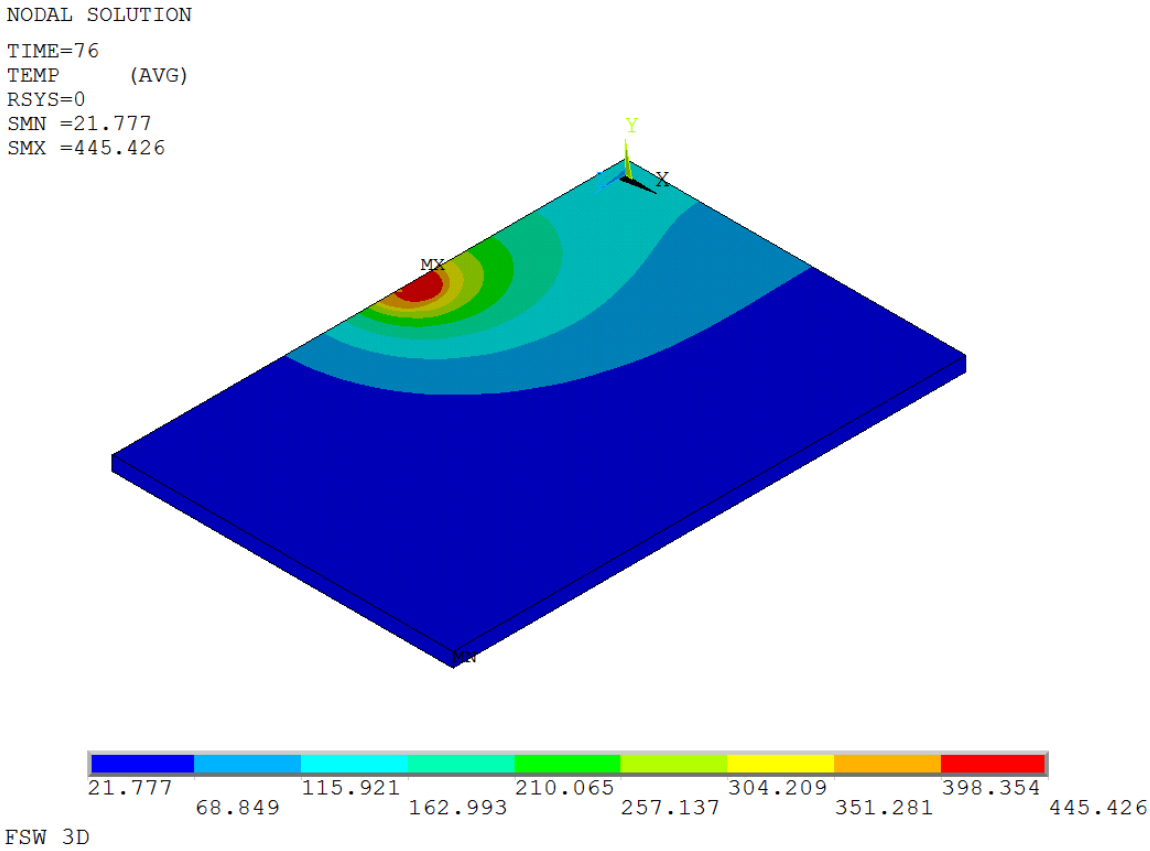



Figura V.21 - Distribuição de temperatura na chapa em *t* = 76 s (passagem da fonte de calor pela linha dos termopares).

## V.3 Análise da Influência dos Parâmetros

No Item 2.2.3 deste trabalho são apresentados os parâmetros mais relevantes do processo de soldagem por atrito. Dentre estes parâmetros, a velocidade de rotação é o que mais influencia a qualidade de soldagem (RUSSELL, 2000; SHEERCLIFF, 2006; ELANGOVAN *et al,* 2008; AIRES, 2007).

Com o propósito de investigar a influência dos parâmetro velocidade de rotação e velocidade de translação no processo de soldagem, foram realizado estudos considerando 2 condições para as quais as velocidades de rotação e de translação foram alteradas, individualmente, para valores 25 % superiores e 25% inferiores aos valores utilizados no experimento de RUSSELL (2000).

Para as simulações apresentadas nesta seção adota-se uma configuração de "agarramento total" entre o *probe* e o material ($\delta$ = 1). Dessa forma tem-se a

contribuição integral da processo de deformação plástica e a ausência da contribuição na geração de calor associada ao atrito entre o *probe* e a peça.

A Figura V.22 mostra a distribuição de temperatura na seção transversal da chapa posicionada na coordenada z = 100 mm, no instante em que a fonte passa pelo plano onde estão instalados os termopares (*t* = 76 s), para a condição onde a velocidade de rotação é aumentada em 25%. A Figura V.23 apresenta, para as mesmas condições, a distribuição de temperatura na chapa toda.

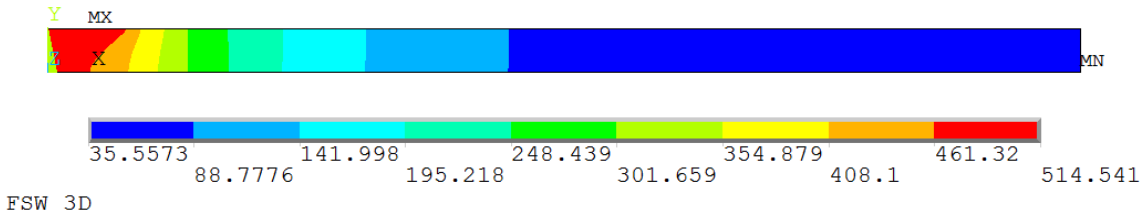



Figura V.22 - Distribuição de temperatura na seção transversal da chapa em z = 100 mm para *t* = 76 s (passagem da fonte de calor pela linha dos termopares). Velocidade de rotação 25% superior.

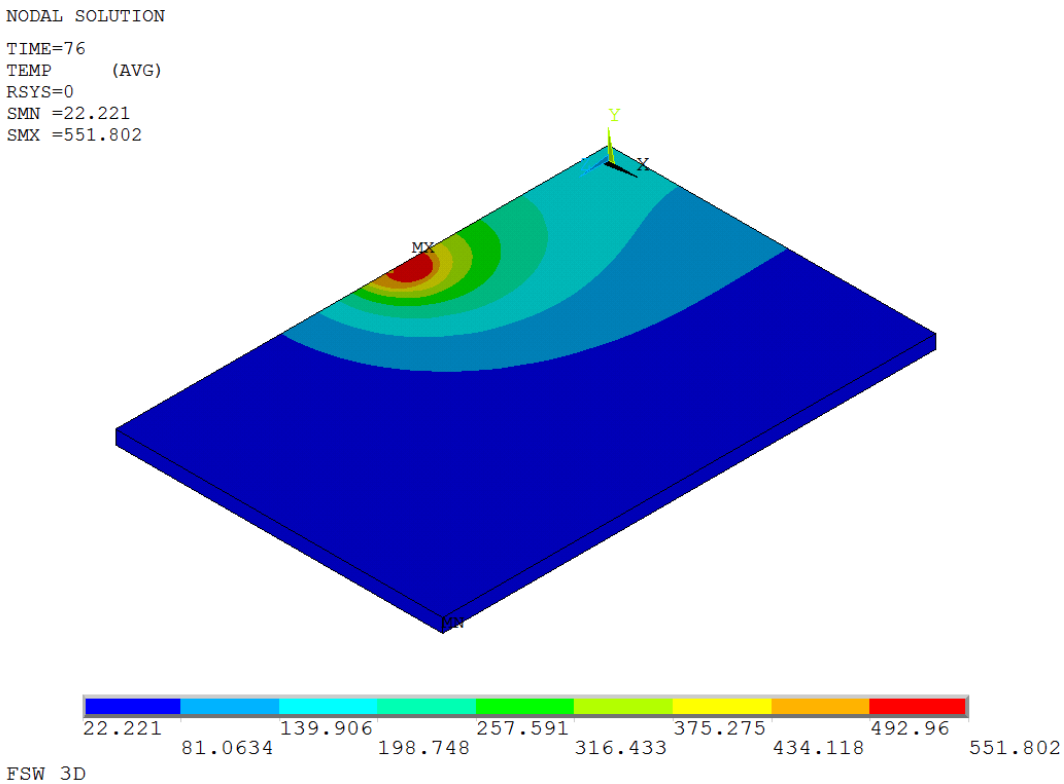



Figura V.23 - Distribuição de temperatura na chapa em *t* = 76 s (passagem da fonte de calor pela linha dos termopares) Velocidade de rotação 25% superior.

A Figura V.24 mostra a distribuição de temperatura na seção transversal da chapa posicionada na coordenada z = 100 mm, no instante em que a fonte passa pelo plano onde estão instalados os termopares (*t* = 76 s), para a condição onde a velocidade de rotação é reduzida em 25%. A Figura V.25 apresenta, para as mesmas condições, a distribuição de temperatura na chapa toda.

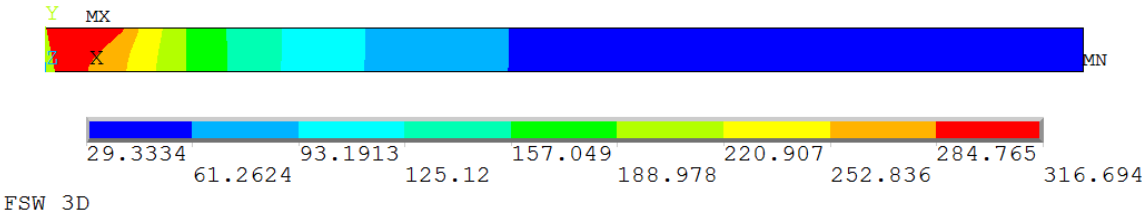



Figura V.24 - Distribuição de temperatura na seção transversal da chapa em z = 100 mm para *t* = 76 s (passagem da fonte de calor pela linha dos termopares). Velocidade de rotação 25% inferior.

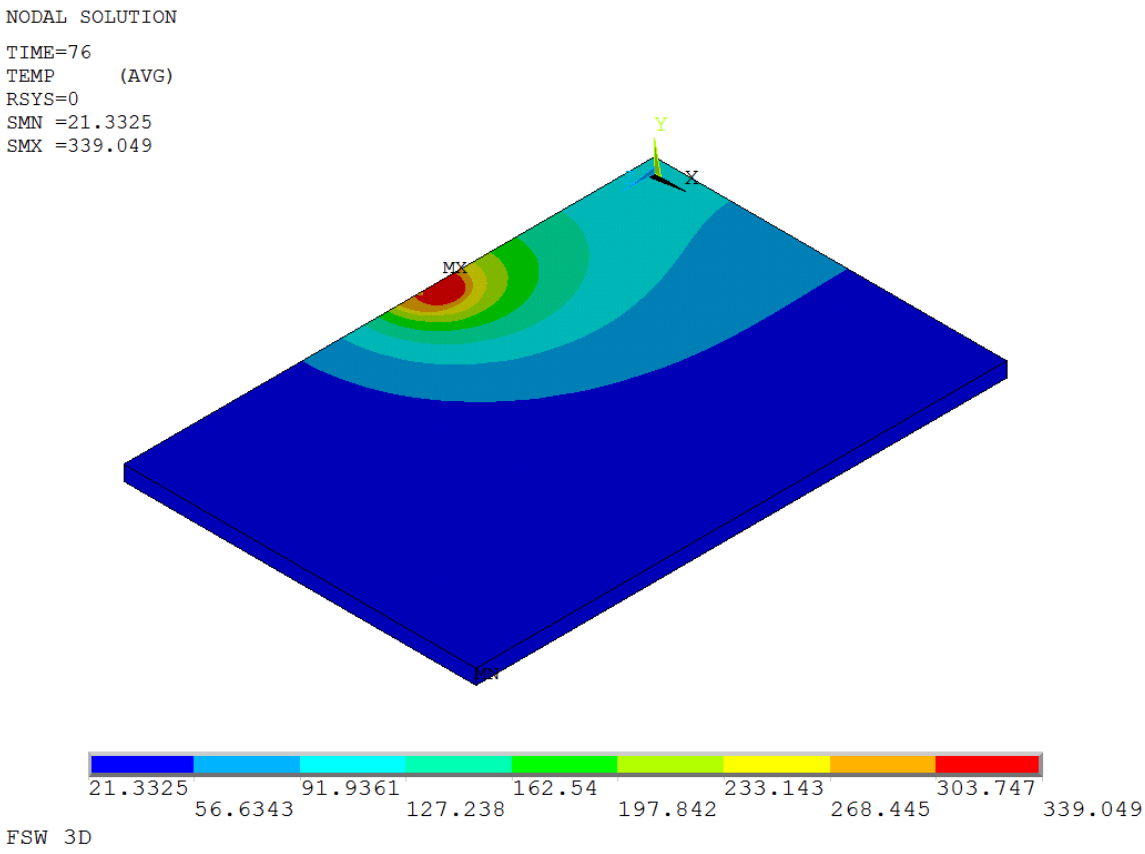



Figura V.25 - Distribuição de temperatura na chapa em *t* = 76 s (passagem da fonte de calor pela linha dos termopares) Velocidade de rotação 25% inferior.

A Figura V.26 apresenta a distribuição de temperatura ao longo da seção transversal no instante em que a fonte passa pela linha dos termopares para as três condições de velocidade de rotação: inferior 25%, normal e superior 25%.

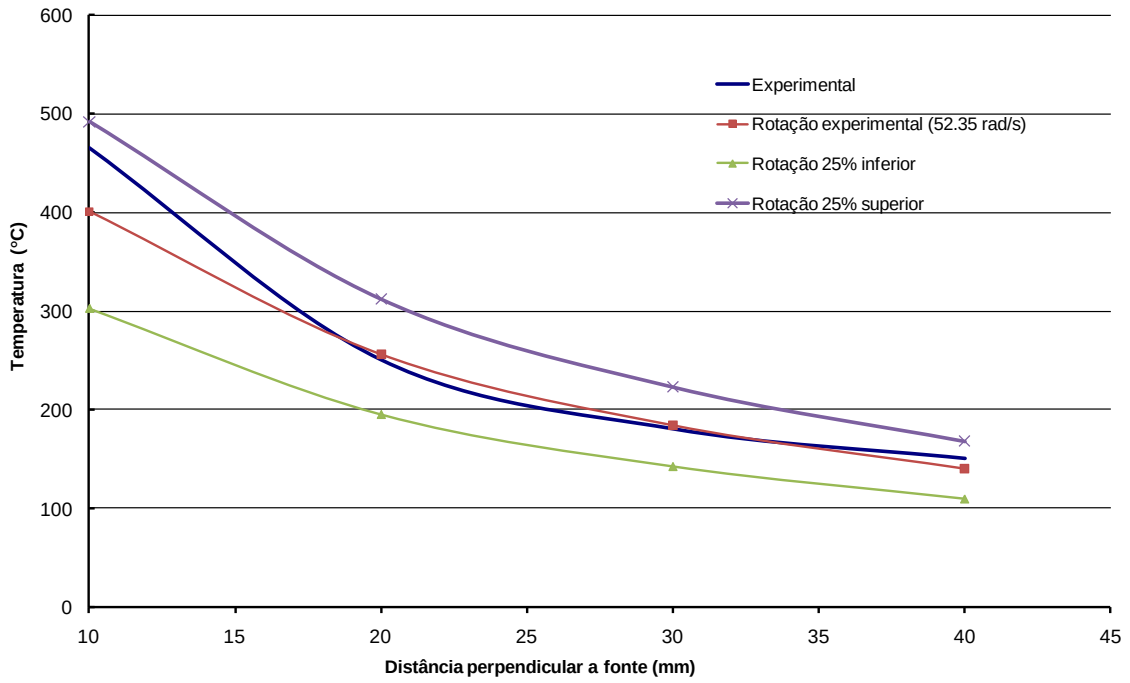



Figura V.26 – Distribuição de temperatura ao longo da seção transversal no instante em que a fonte passa pela linha dos termopares para as três condições de velocidade de rotação: inferior 25%, normal e superior 25%.

O impacto da variação da velocidade de translação no processo de soldagem por atrito é bastante inferior ao observado na variação da velocidade de rotação, conforme pode ser observado na Figura V.27.

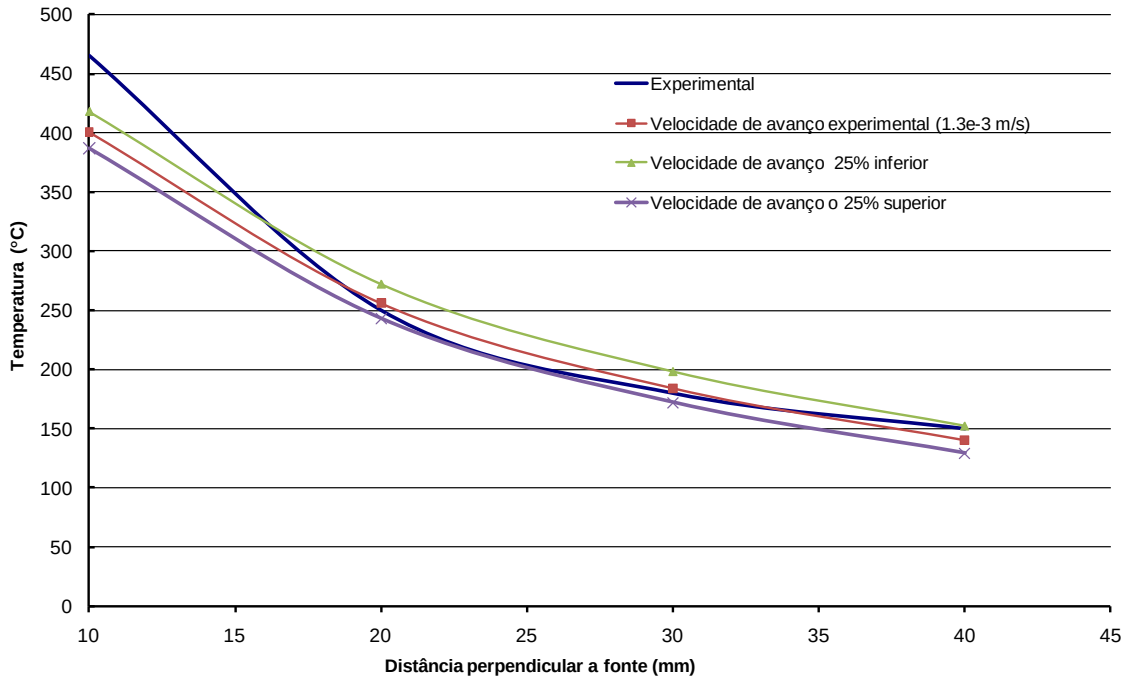



Figura V.27 - Distribuição de temperatura ao longo da seção transversal no instante em que a fonte passa pela linha dos termopares para as três condições de velocidade de translação: inferior 25%, normal e superior 25%.

Os resultados numéricos vêem confirmar os resultados obtidos por diversos autores (RUSSELL, 2000; SHEERCLIFF, 2006; ELANGOVAN *et al,* 2008) que mostram que a velocidade de rotação é um dos parâmetros mais importantes no processo.

Na soldagem por atrito FSW é fundamental que a temperatura do processo não exceda os 80% da temperatura de fusão do material (KHANDKAR et al., 2003) para evitar a redução das propriedades. Para o material estudado a temperatura de inicio de fusão é de 507ºC. Assim, de acordo com a condição apontada, a temperatura do material não deve ultrapassar o valor de 405ºC.

De acordo como a ASM (1993), para a liga de alumínio AL2014 – T6 não ocorre transformação de fase para a faixa de temperatura observada nas simulações apresentadas do processo de soldagem FSW. Embora as temperaturas alcançadas no processo sejam acima da temperatura de precipitação, que é de aproximadamente 175ºC ASM, 1993) , conforme mostra a Figura V.28, o tempo de resfriamento é muito inferior ao tempo necessário para que os mecanismos se desenvolvam completamente que é, cerca de 10 horas, conforme mostra a Figura V.29.

Além dos mecanismos de transformação de fase e de precipitação, durante o processo de soldagem por atrito, a liga de alumínio pode experimentar processos de recuperação, recozimento e crescimento de grãos. Estes mecanismos ocorrem em torno da temperatura de recristalização e promovem a redução das propriedades mecânicas como o limite de escoamento e, com o tempo, o crescimento do grão.

Neste sentido é importante avaliar as dimensões da Zona Termicamente Afetada (ZTA). Para o processo estudado considera-se a ZTA como sendo a região da peça que experimentou durante o processo temperaturas superiores à temperatura de recristalização. Esta temperatura varia entre 30 e 50% da temperatura de fusão (ESPÓSITO, 2006). Nas simulações apresentadas considera-se que a temperatura de recristalização é igual à metade da temperatura de fusão, resultando em $T_{recistalização}$ = 253,3 ºC. Assim, neste trabalho considera-se a ZTA como sendo a região da peça que experimenta, em algum instante durante o processo, uma temperatura superior a 253,3 ºC.

As Figuras V.30 a V.32 apresentam a ZTA para as três velocidades de rotação estudadas: valor utilizando no experimento de RUSSELL (2000), valor 25% superior e valor 25% inferior. Este parâmetro do processo foi escolhido por ser considerado o mais relevante do processo FSW, como mostrado através dos resultados das simulações numéricas e de acordo com diversos autores (RUSSELL, 2000; SHEERCLIFF, 2006; ELANGOVAN *et al,* 2008).

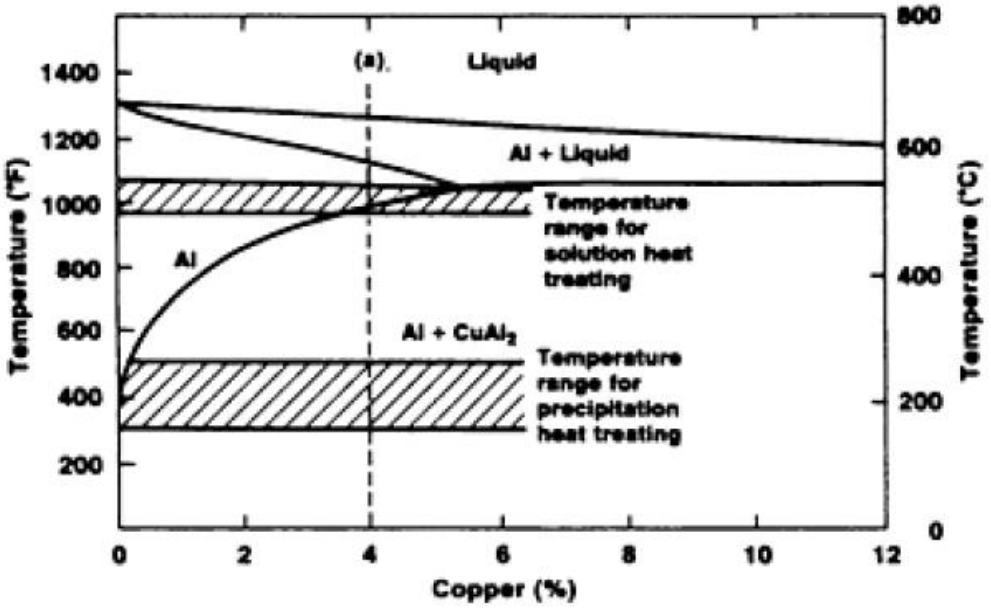



Figura V.28 - Diagrama de fases Al-Cu, indicado a faixa de temperatura associada aos mecanismos de tratamento térmico (ASM, 1993).

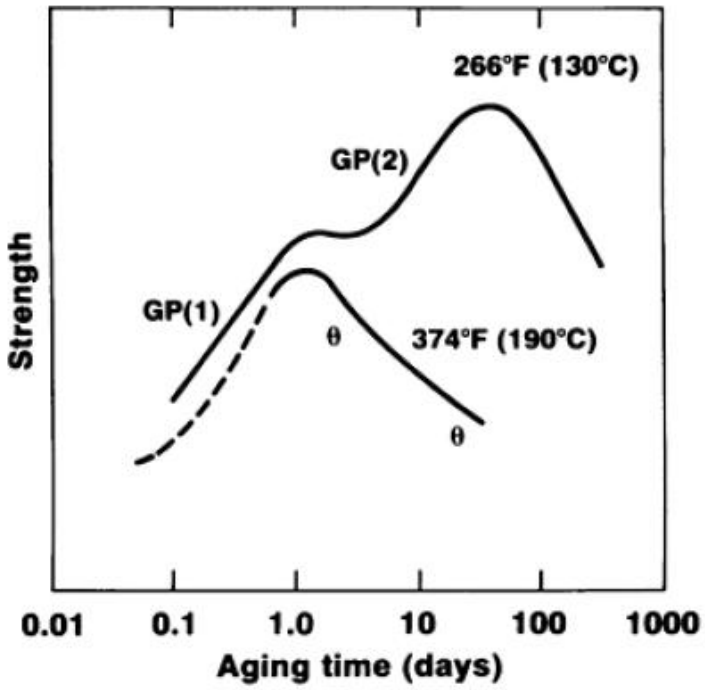



Figura V.29 - Variação da resistência  da liga Al-Cu em função do tempo de envelhecimento e da temperatura (ASM, 1993).

Conforme já foi colocado, a temperatura máxima no processo deve ficar abaixo de 80% da temperatura de fusão do material. A liga AA2014 T6 apresenta uma temperatura inicial de fusão igual a 507ºC e uma temperatura final de fusão igual a 638ºC (ASM, 1993). Neste estudo adotou-se a temperatura de inicio de fusão que é 507ºC (RUSSELL,2000), resultando em uma temperatura limite igual 405,6ºC.

A Figura V.30 apresenta a previsão para a ZTA (representada nas cores verde e vermelho) obtida através de simulações numéricas desenvolvidas com o modelo 3D para o processo de soldagem FSW considerando os parâmetros RUSSELL (2000). Na Figura V.30, observa-se uma pequena região na côr vermelha onde temperatura é superior a 80% da temperatura de início de fusão, ou seja 405,6ºC.

As figuras V.31 e V.32 ilustram a distribuição da ZTA para um rotação 25% superior e inferior os experimento de RUSSELL, (2000).

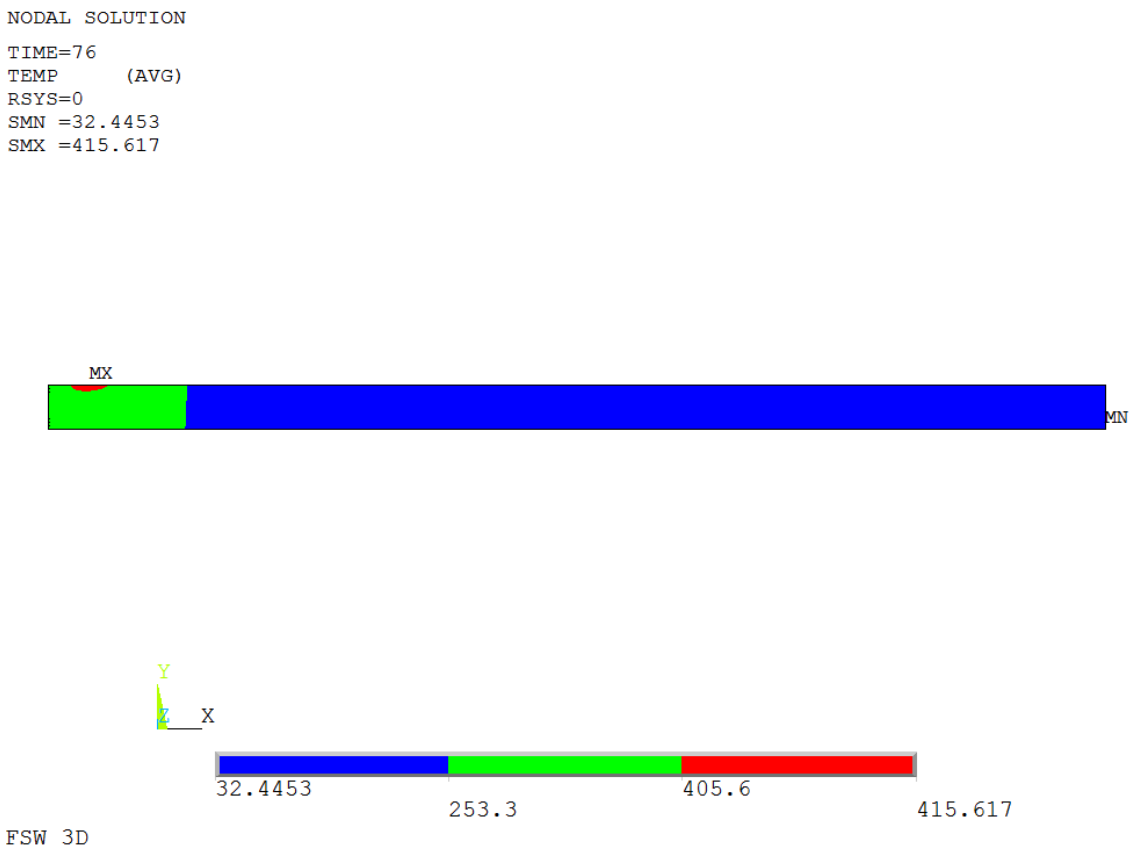



Figura V.30 – ZTA para o processo de soldagem considerando a velocidade de rotação de 52 rad/s. Modelo 3D.

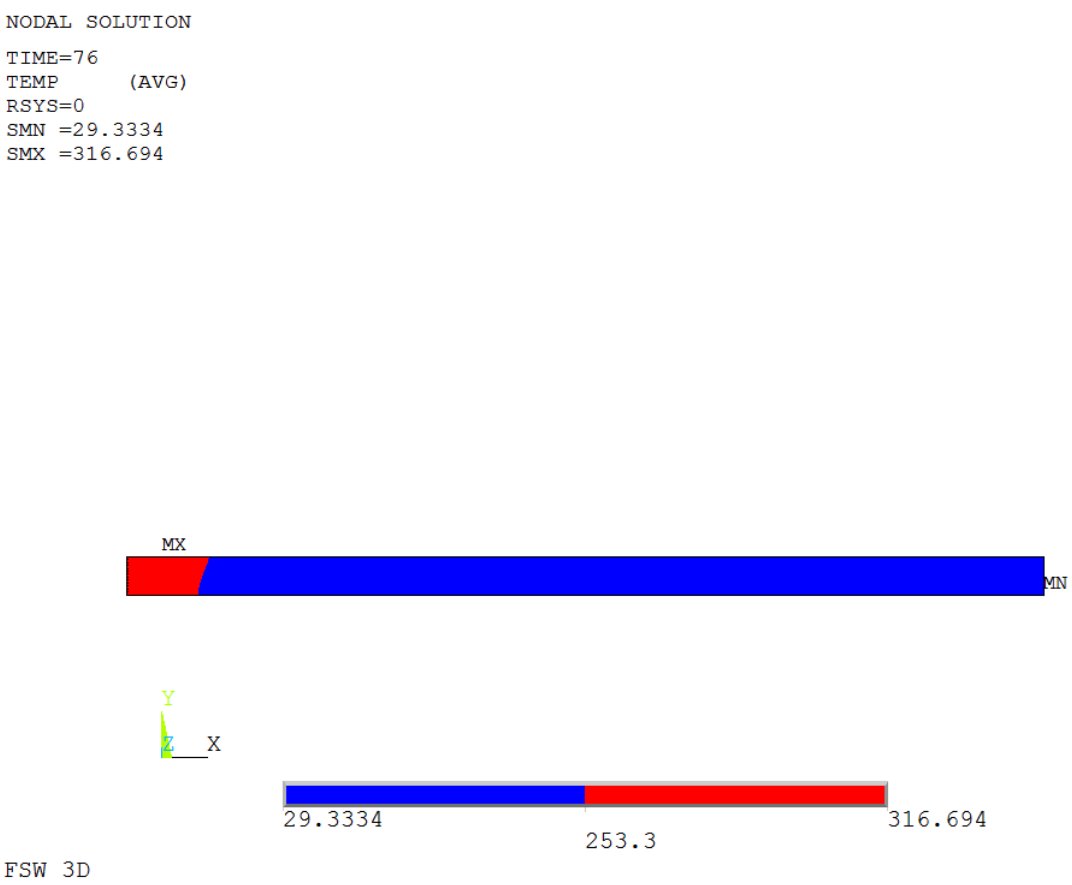



Figura V.31 – ZTA para o processo de soldagem considerando a velocidade de rotação de 39 rad/s (25% de redução). Modelo 3D.

A Figura V.31 mostra que com a redução da rotação para 39 rad/s observa-se uma grande redução da temperatura, embora a região da união encontra-se acima da temperatura de recristalização.

Já a Figura V.32, que apresenta resultados para um aumento da rotação em 25%, mostra uma pequena região onde há 100% de material fundido ($T$ > 507 °C). Uma importante observação em relação aos resultados apresentados é que no modelo 3D, em função da não representação da ferramenta a região compreendida pelo atrito entre o *shoulder* e a chapa, os resultados apresentam uma transferência de calor na região inferior ao que seria observado caso houvesse a representação da ferramenta.

Os resultados mostram o importante impacto que tem a velocidade de rotação na ZTA.

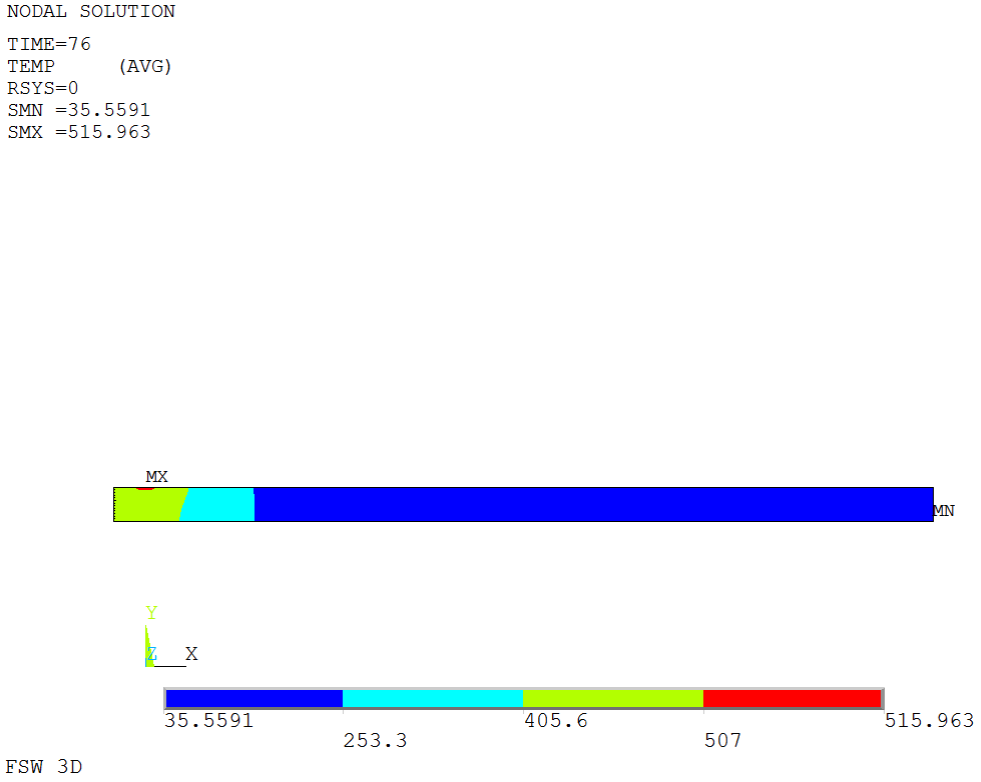



Figura V.32 – ZTA para o no processo de soldagem considerando a velocidade de rotação de 65 rad/s (25% de aumento). Modelo 3D.

## V.4 Análise da Influência da Espessura da Chapa

Neste item apresenta-se um estudo mostrando a influência da espessura da chapa no processo. O aumento da espessura exige um aumento da potência transformada em calor já que passa a existir uma maior quantidade de material que precisa ser aquecido. Uma vez que a geração de calor associada ao *shoulder* ocorre apenas na superfície da chapa, esta contribuição não é afetada pela espessura da chapa. No entanto, a contribuição associada à deformação plástica é diretamente afetada pela espessura da chapa, uma vez que um maior volume de material experimenta deformação plástica, contribuindo para a geração de potência térmica durante o processo. Dessa forma, espera-se que na soldagem de peças de espessura maior a geração de calor associada à deformação plástica passe a ocupar uma parcela

maior de calor gerado em comparação com a geração de calor promovida pelo *shoulder*.

A seguir são apresentados resultados de simulações numéricas utilizando o modelo 2D para 4 espessuras diferentes ($t$ = $t_R$, 2 $t_R$, 3 $t_R$, e 4 $t_R$, $t_R$ = 6,35 mm) considerando todos os outros parâmetros constante e iguais aos valores adotados para as simulações desenvolvidas no item anterior, referentes às condições descritas por RUSSELL (2000).

Para as simulações apresentadas nesta seção adota-se uma configuração de "agarramento total" entre o *probe* e o material ($\delta$ = 1). Dessa forma tem-se a contribuição integral do processo de deformação plástica e a ausência da contribuição na geração de calor associada ao atrito entre o *probe* e a peça.

O incremento na contribuição da geração de calor pela deformação plástica é baixo, como pode ser visto na comparação apresentada na figura V.33 que mostra a distribuição de temperatura promovida exclusivamente pela contribuição da deformação plástica para os pontos localizados na posição dos termopares, considerando 4 espessuras diferentes de chapa.

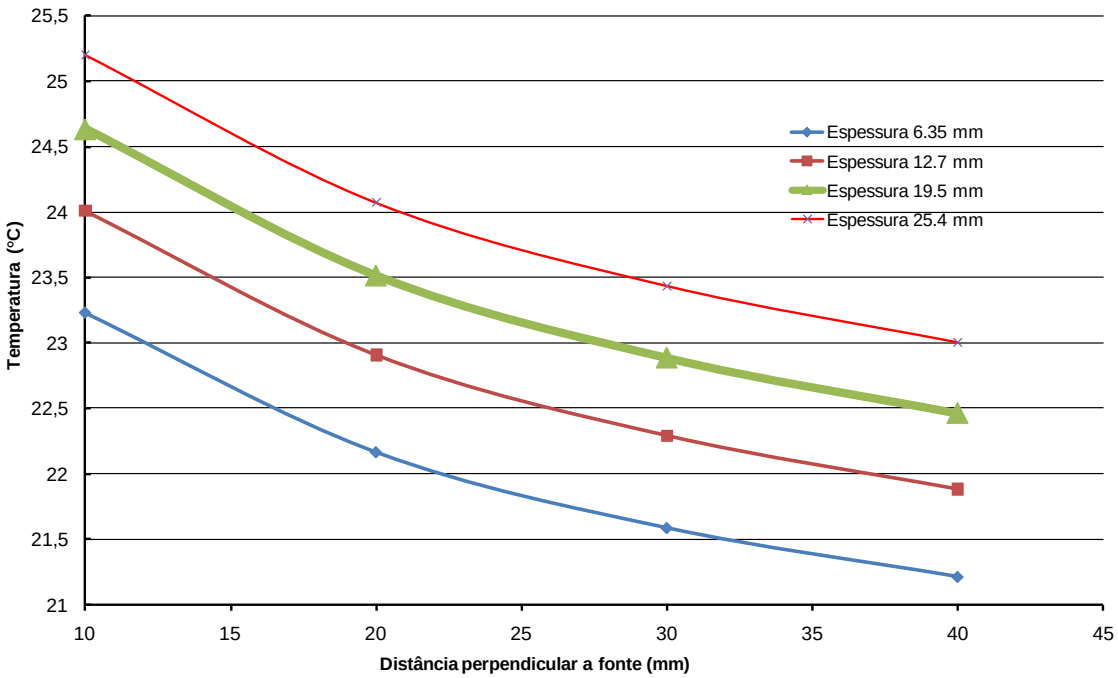



Figura V.33 – Distribuição de temperatura promovida pela contribuição da geração de calor associada à deformação plástica para 4 espessuras diferentes.

As figuras V.34 a V.37 apresentam a distribuição de temperatura considerando as contribuições da deformação plástica e do *shoulder* para 4 espessuras de chapa. Pode-se observar nos resultados apresentados, que à medida que a espessura aumenta, a geração de calor passa a não ser suficiente para oferecer uma distribuição de temperatura adequada ao processo, para a qual é necessário o desenvolvimento de uma região na junção das chapas com uma temperatura dentro da faixa 253 °C ≤ T ≤ 507 °C. Para estas espessuras maiores de chapa, é necessário alterar as condições de geração de calor, aumentando a rotação ou alterando a geometria da ferramenta.

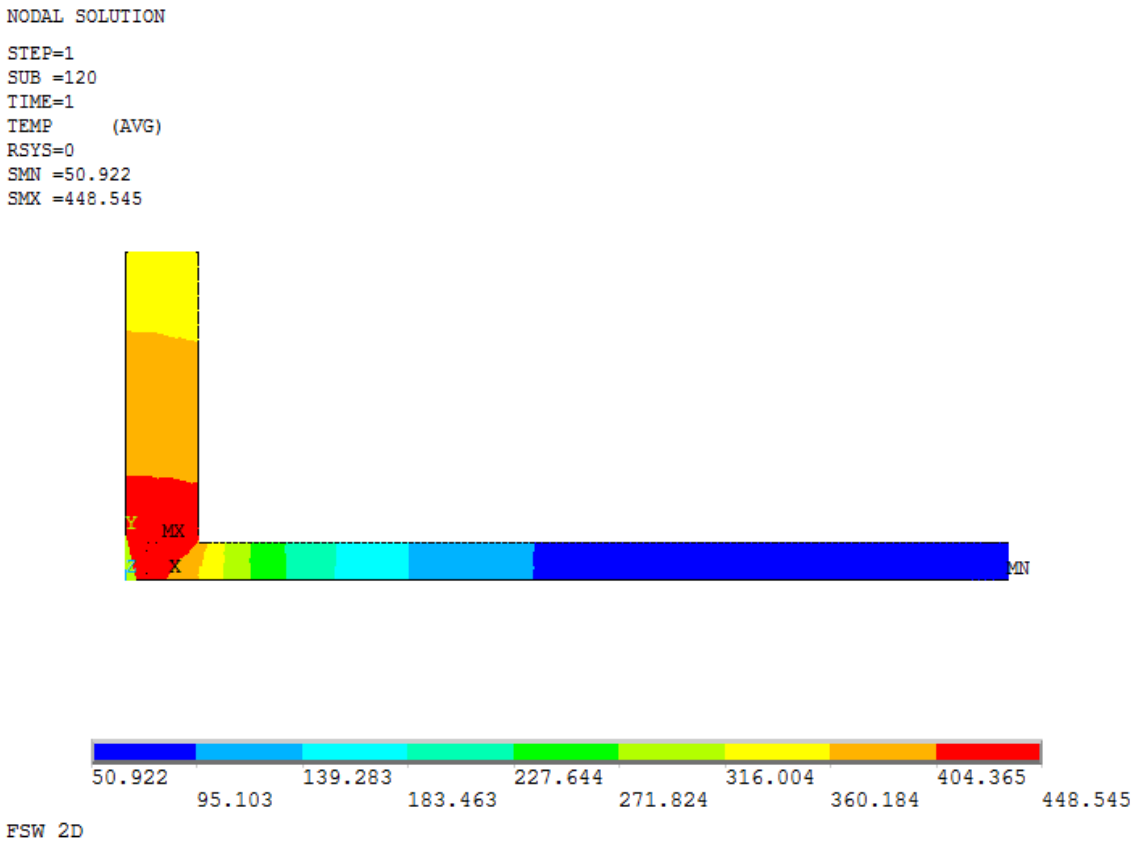



Figura V.34 – Distribuição da temperatura numa chapa de 6,35 mm de espessura.

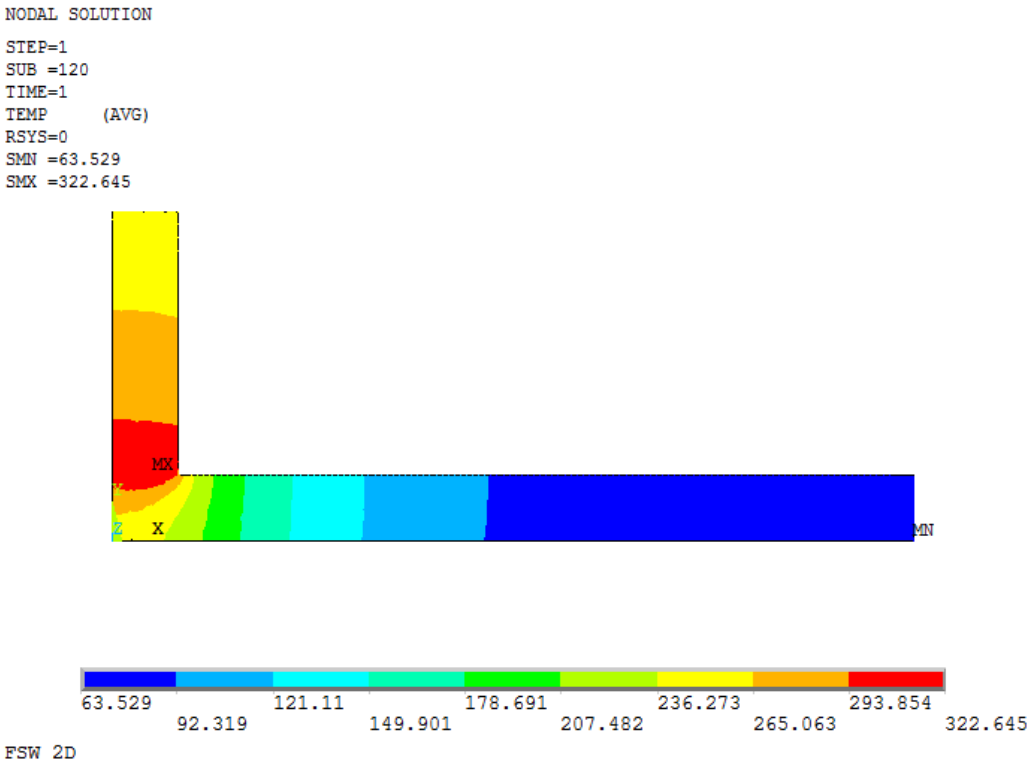



Figura V.35 – Distribuição da temperatura numa chapa de 12,7 mm de espessura.

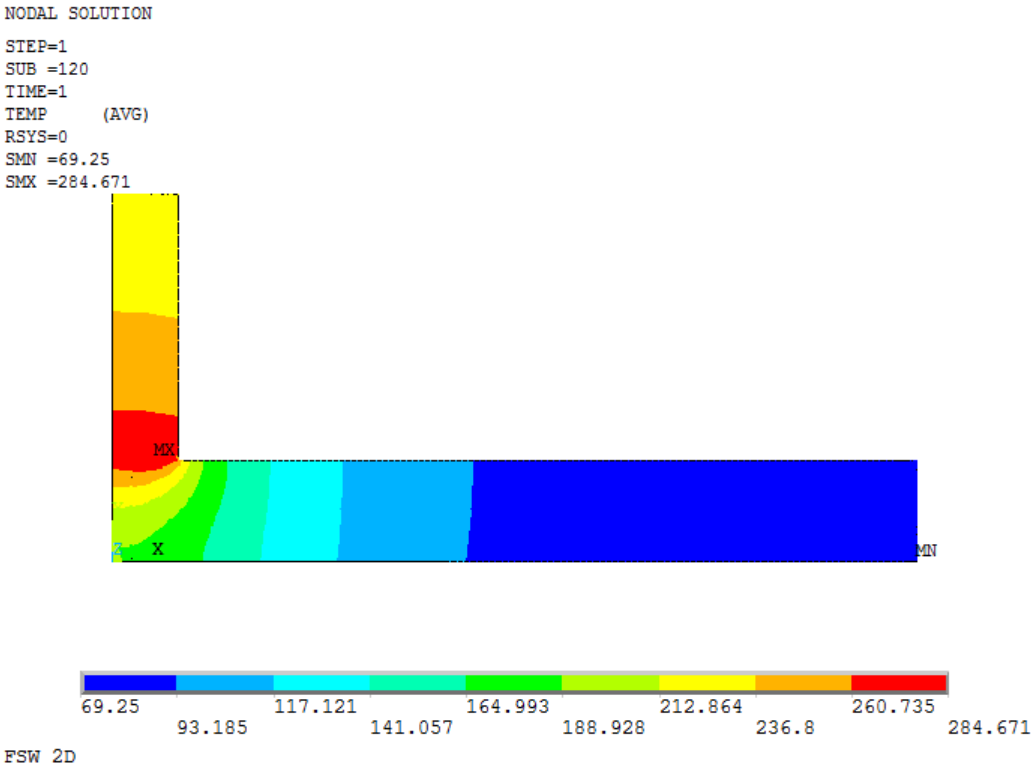



Figura V.36 – Distribuição da temperatura numa chapa de 19,5 mm de espessura.

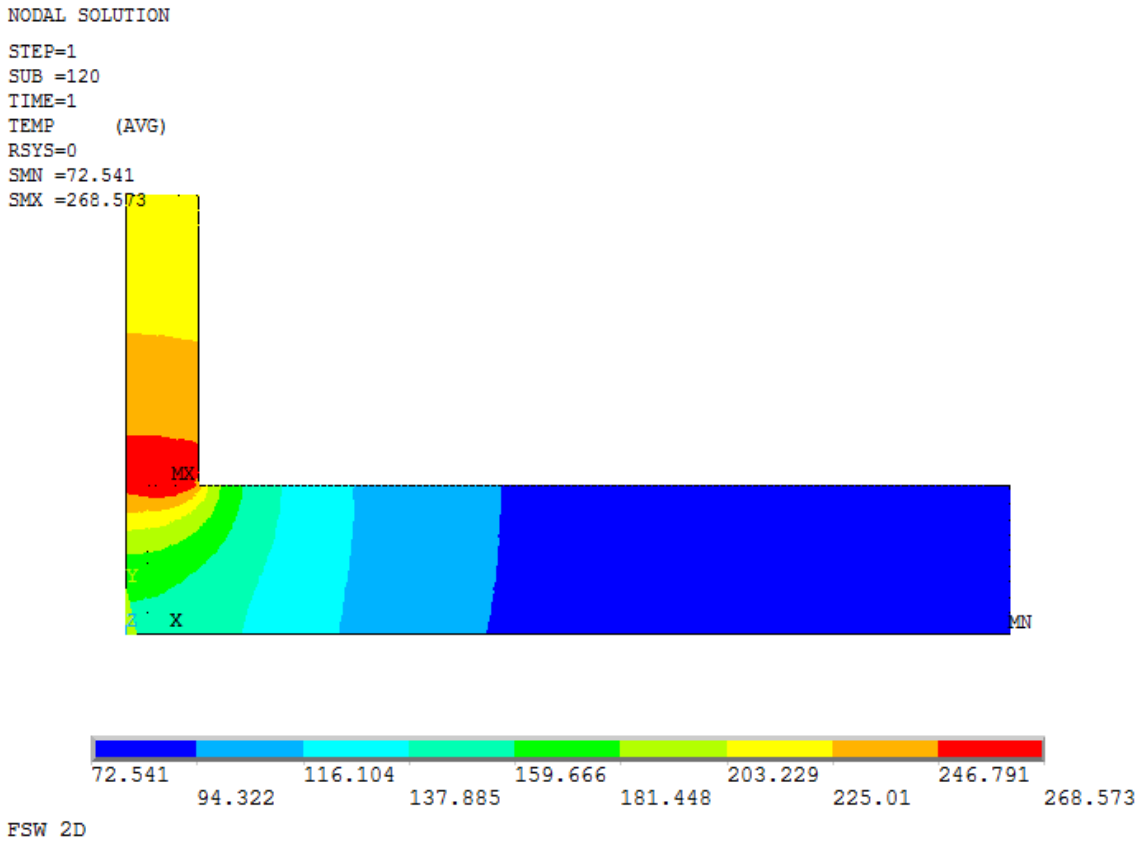



Figura V.37 – Distribuição da temperatura numa chapa de 25,4 mm de espessura.

## V.5 Análise da Influência do Tamanho do *Nugget*

Neste item apresenta-se um estudo mostrando a influência do tamanho do *nugget* no processo. Este é um parâmetro que pode ser estimado através de análises macrográficas. O aumento do tamanho do *nugget* aumenta a potência transformada em calor, já que passa a existir uma maior quantidade de material que experimenta deformação plástica durante o processo.

A seguir são apresentados resultados de simulações numéricas utilizando o modelo 2D para 2 diferentes raios do *nugget*: $R_n$ = 5 mm e $R_n$ = 7,5 mm. Todos os outros parâmetros são considerados constantes e iguais aos valores adotados para as simulações desenvolvidas no item anterior, referentes às condições descritas por RUSSELL (2000).

Para as simulações apresentadas nesta seção adota-se uma configuração de "agarramento total" entre o *probe* e o material ($\delta$ = 1). Dessa forma tem-se a contribuição integral da processo de deformação plástica e a ausência da contribuição na geração de calor associada ao atrito entre o *probe* e a peça.

O gráfico da Figura V.38 apresenta uma comparação entre o aumento de temperatura promovida pela contribuição da deformação plástica para dois raios do *nugget* considerados.

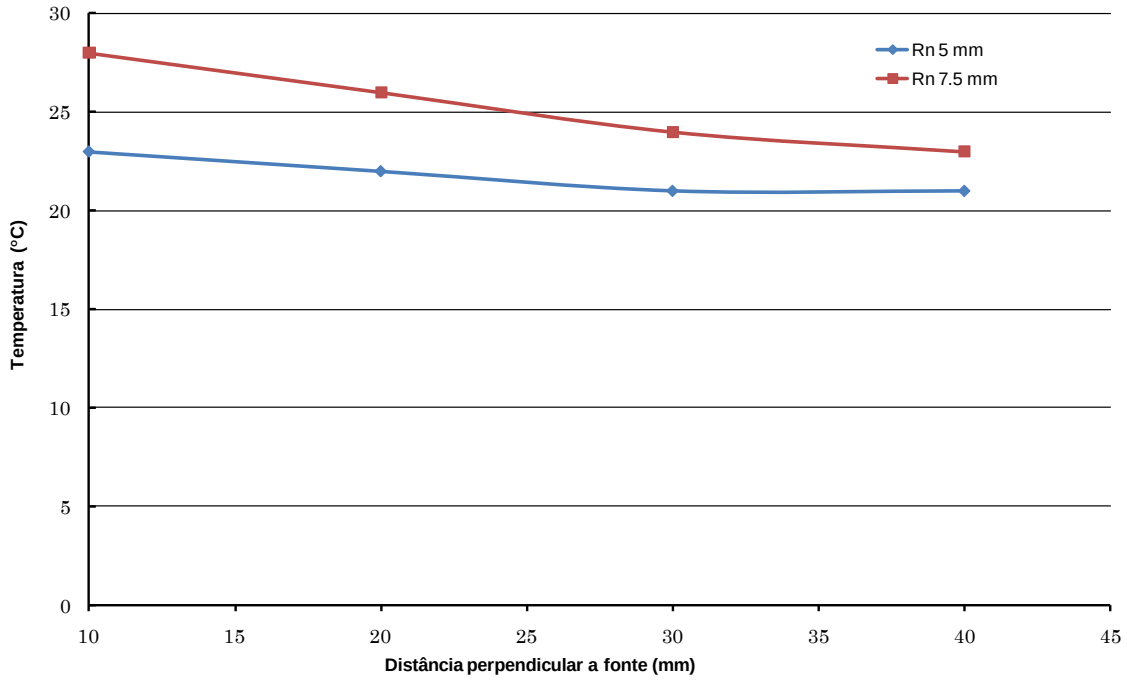



Figura V.38 – Gráfico da distribuição de temperatura , em função da geração plástica, para os raios do *nugget* de 5 e 7,5 mm.

Pode-se observar nos resultados apresentados (Figuras V.39 e V.40) que à medida que o tamanho do *nugget* aumenta, a quantidade de calor gerada aumenta, como pode ser observado através do aumento da temperatura final da peça. No entanto, trata-se de um valor bem inferior ao promovido pelo atrito do *shoulder* com a peça.

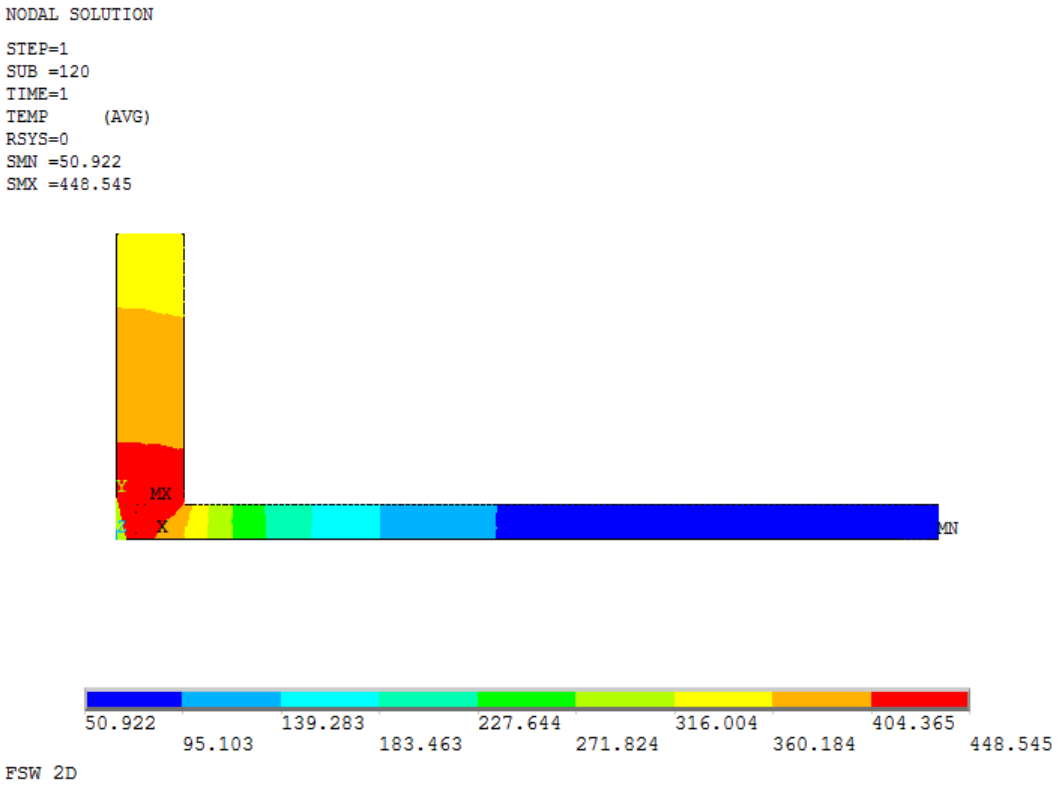



Figura V.39 – Distribuição da temperatura na chapa, considerando um raio plástico Rn =5 mm.

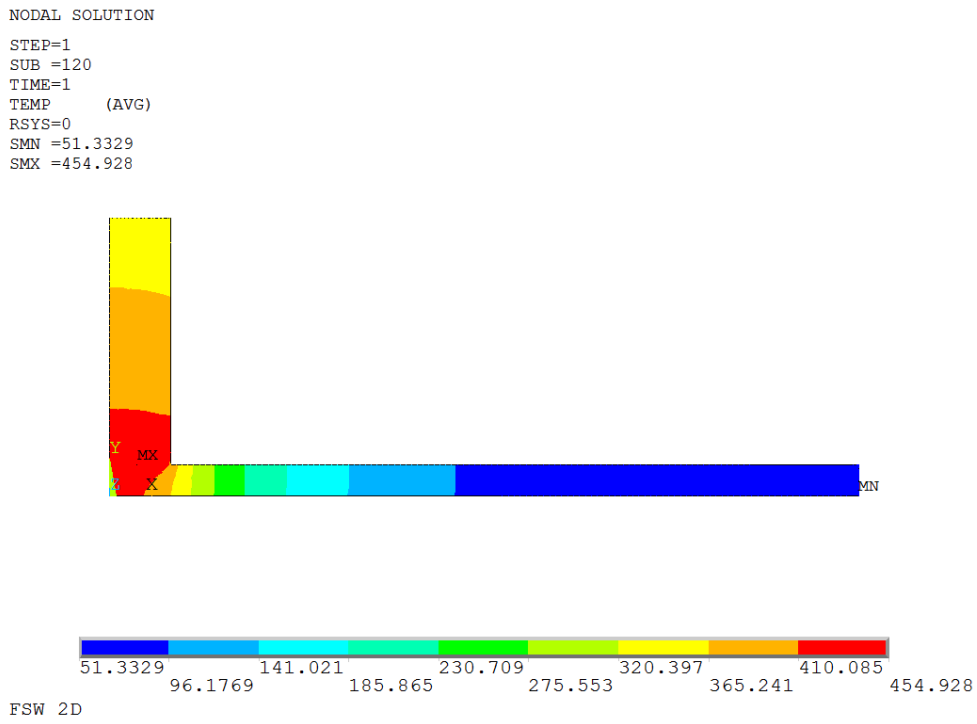



Figura V.40 – Distribuição da temperatura na chapa, considerando um raio plástico Rn =7,5 mm.

## V.6 Análise da Influência do Parâmetro de Agarramento

Neste item apresenta-se um estudo mostrando a influência do parâmetro de agarramento, $\delta$, no processo. Este é um parâmetro que pode ser estimado através de análises experimentais.

A seguir são apresentados resultados de simulações numéricas utilizando o modelo 2D para 3 diferentes valores de $\delta$: 0, 0,5 e 1. Todos os outros parâmetros são considerados constantes e iguais aos valores adotados para as simulações desenvolvidas no item anterior, referentes às condições descritas por RUSSELL (2000).

A Figura V.39 apresenta uma comparação entre três diferentes fatores de agarramento, indo da condição $\delta$ = 0, onde não há influência da contribuição do calor gerado pela deformação plástica até à condição $\delta$ = 1, onde somente existe a contribuição de calor pelo atrito do *shoulder* e da deformação plástica, não havendo portanto a contribuição do atrito gerado pelo *probe*.

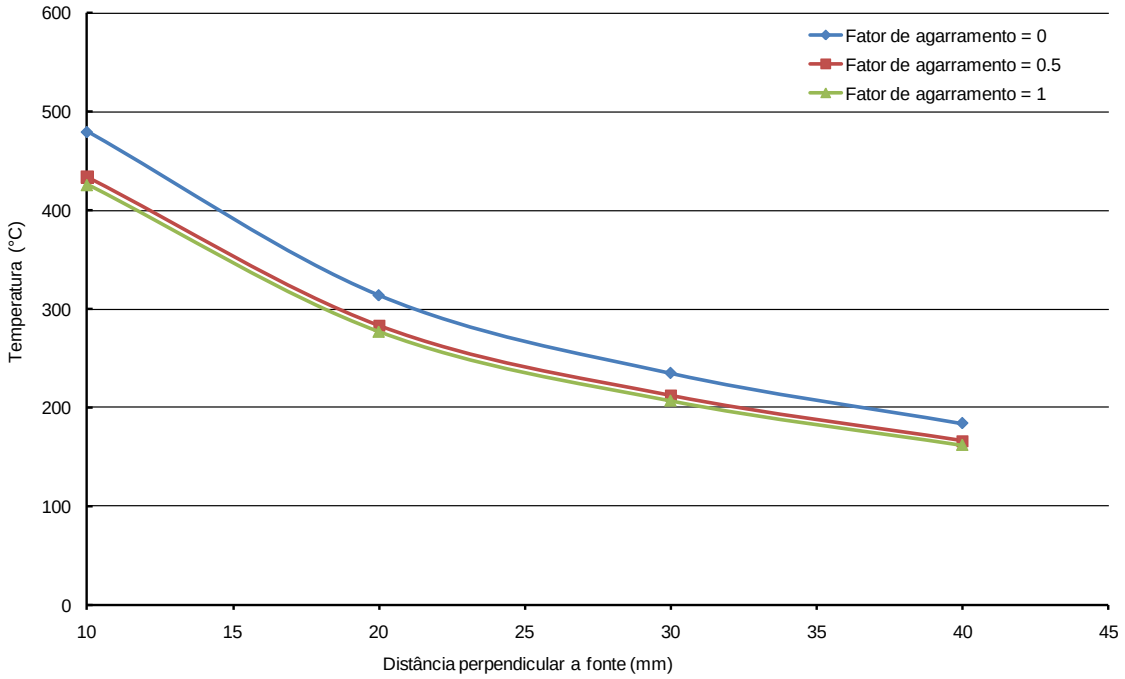



Figura V.41 – Distribuição de tempearura , em função do fator de agarramento.

As Figuras V.42 a V.44 apresentam a distribuição de temperatura para 3 condições vde agarramento. Pode-se observar nos resultados apresentados que ocorre

uma maior geração de calor para a situação sem agarramento, onde existe a contribuição total do termo associado ao atrito entre o *probe* e a peça ($\delta$ = 0) e a contribuição da deformação plástica não está presente. No entanto, resultados experimentais msotram que existe a aderência de material ao probe, uma condição mais próxima à hipótese de $\delta$ = 1.

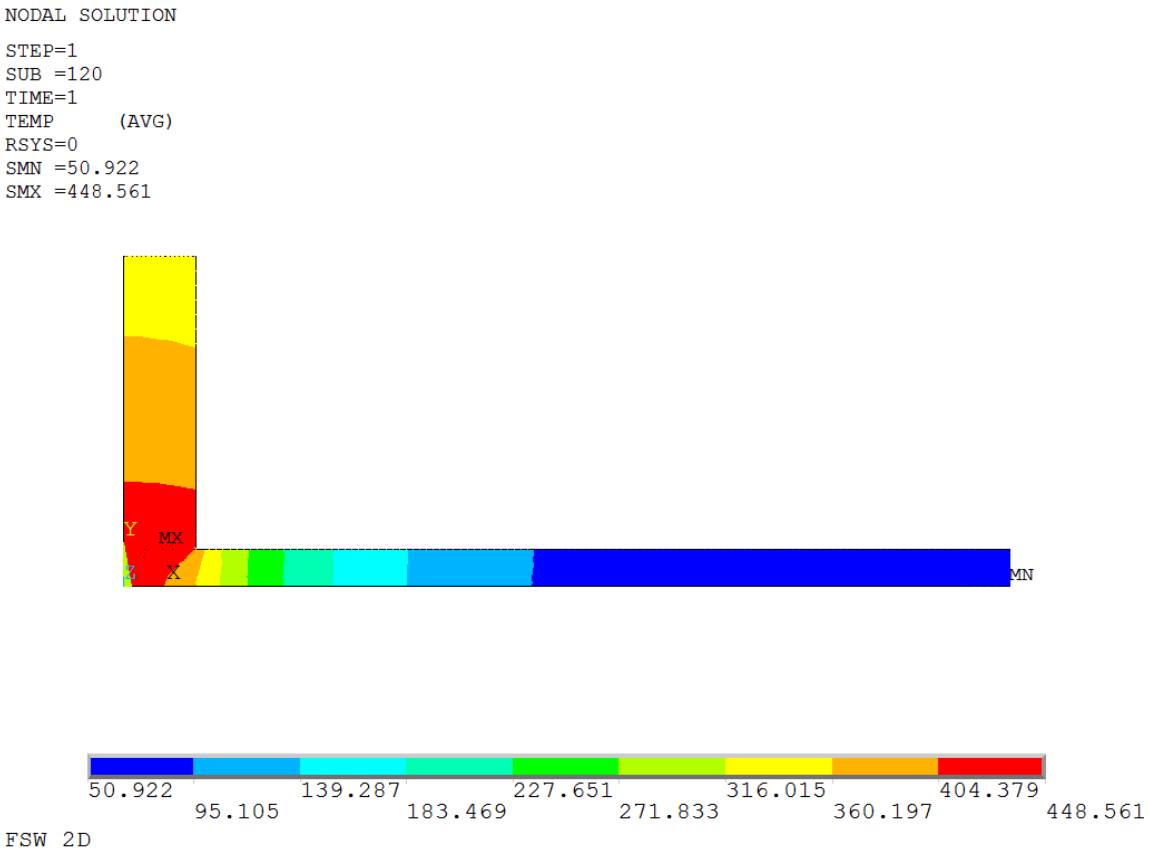



Figura V.42 – Distribuição da temperatura na condição onde o fator de agarramento é , $\delta$ = 1.

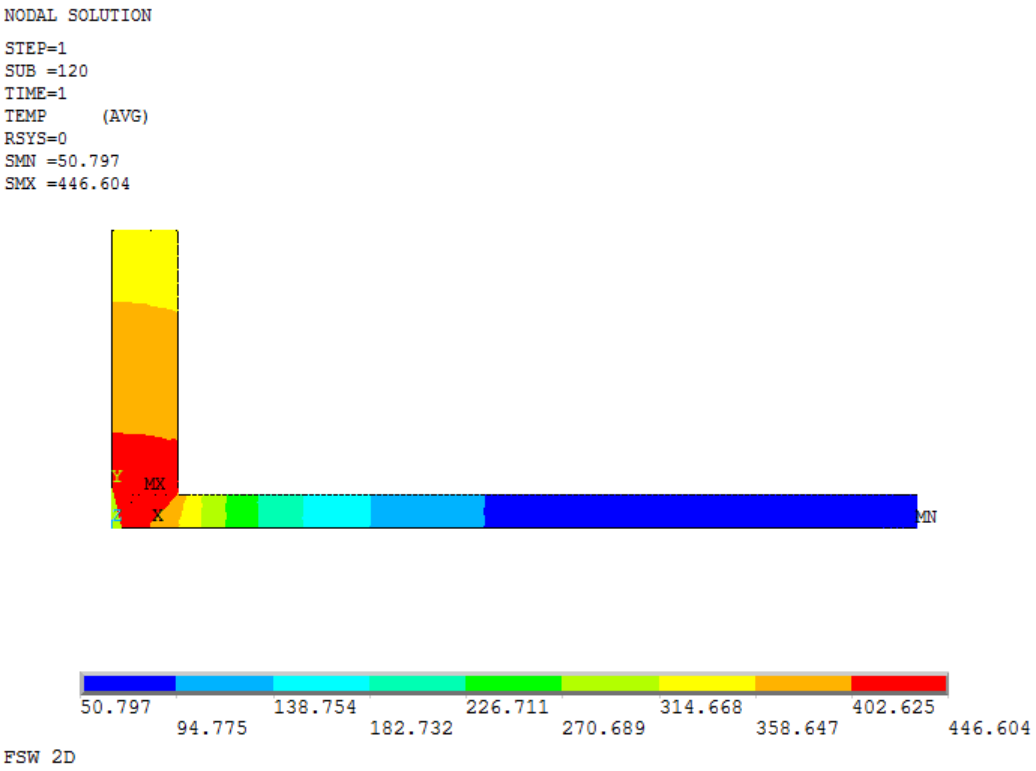



Figura V.43 – Distribuição da temperatura na condição onde o fator de agarramento é , $\delta = 0.5$.

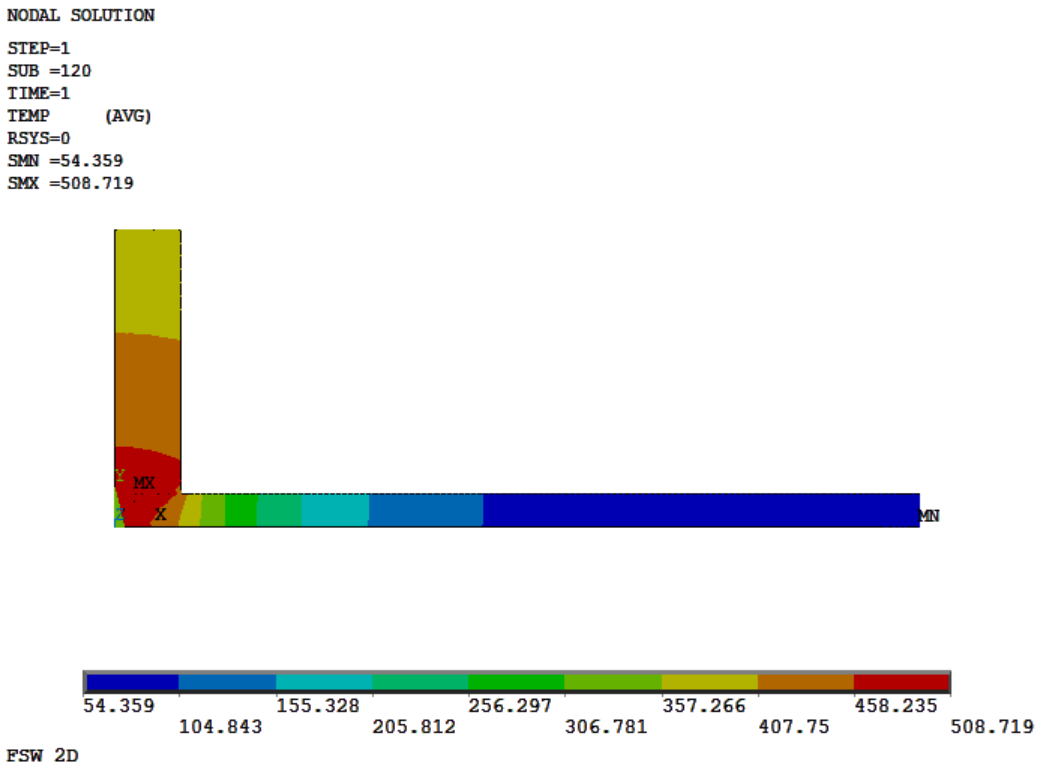



Figura V.44 – Distribuição da temperatura na condição onde o fator de agarramento é , $\delta = 0$.

# VI. Conclusão

O processo FSW, em função das suas características especiais, apresenta diversas vantagens sobre os processos convencionais e tem recebido, nos últimos anos, uma atenção especial da indústria. O processo envolve a presença do acoplamento de diversos fenômenos não-lineares, tornando complexa a sua modelagem. Apesar da existência de diversos estudos experimentais, a área de modelagem ainda carece de modelos que contemplem uma descrição dos diversos fenômenos envolvidos e dos acoplamentos presentes.

Neste trabalho, é proposto um modelo de fonte de calor que considera as contribuições dos diversos fenômenos presentes no processo, como o atrito entre o *shoulder* e a peça, o atrito entre o *probe* a peça e a dissipação gerada pela deformação plástica do material. O modelo considera que estas duas últimas contribuições são complementares e introduz um fator de agarramento, $\delta$, que representa a parcela de calor gerado pela deformação plástica em relação à parcela associada ao atrito entre o *probe* e a peça. Este enfoque permite estabelecer condições intermediárias entre duas situações limites: o agarramento total, onde o material posicionado na interface com o *probe* apresenta um movimento solidário ao movimento de rotação do *probe*, e o delslizamento total, onde se desenvolve uma condição plena de atrito entre o *probe* e a peça. Além disso, para as contribuições associadas ao atrito entre o shoulder e a peça e à deformação plástica é incorporada uma dependência em relação à posição radial.

O modelo de fonte de calor é implementado em modelos bidimensional, em regime permanante, e tridimensional em regime transiente, atraves do método de elementos finitos, utilizando o pacote comercial ANSYS.

Comparações entre resultados experimentais e resultados numéricos mostram uma boa concordância e indicam que os modelos desenvolvidos são capazes de representar as principais características do processo. Através do modelo desenvolvido é possível estimar características importantes da união, como por exemplo a ZTA, em função dos parâmetros de soldagem. Os resultados numéricos indicam que a maior contribuição para o calor gerado corresponde ao calor gerado pela rotação da ferramenta e são coerentes com os resultados experimentais.

As simulações numéricas desenvolvidas com o modelo 2D permitiram estabelecer uma calibração inicial do modelo através da comparação de resultados de simulações numéricas com dados experimentais e estabelecendo valores ótimos para parâmetros como os coeficientes de convecção da chapa e do *Backing Plate*. O modelo

prevê um estado de equilíbrio associado ao instante de passagem da fonte pela região da seção analisada.

As simulações com o modelo 3D foram utilizadas para desenvolver análises transientes do processo. Este modelo permite representar de uma forma mais completa a dinâmica de translação da fonte de calor ao longo da peça a ser soldada.

Tanto para o modelo bidimensional como tridimensional, foi desenvolvido um estudo de sensibilidade ao processo de convecção representativo de um *Backing Plate*, assim como para as demais superfícies livres da chapa, e no caso bidimensional, para a ferramenta também. Os resultados indicaram a existência de um coeficiente ótimo para o *Backing Plate* e para chapa onde a concordância com os resultados experimentais é muito boa.

Apesar do modelo 2D não representar o processo transiente, os resultados obtidos são bastante próximos aos experimentais e aos do modelo 3D, indicando que o modelo 2D, apesar de ter um menor custo computacional quando comparado ao modelo 3D, pode ser utilizado como ferramenta para prever o comportamento de peças soldadas pelo processo FSW.

Os estudos desenvolvidos considerando a variação da velocidade de rotação e da velocidade de avanço mostram que a velocidade de rotação é o parâmetro estudado que apresenta o maior impacto no processo de soldagem, estando de acordo com a literatura.

Os resultados das simulações numéricas confirmam o que é apresentado na literatura: o termo que apresenta a contribuição mais significativa na geração de calor é o termo associado ao atrito entre o *shoulder* e a peça.

Os estudos desenvolvidos para avaliar o efeito da espessura da chapa mostram que com o aumento da espessura ocorre um pequeno aumento de temperatura promovido pela contribuição da deformação plástica. No entanto, este é acompanhado por um significativo decréscimo na temperatura final, uma vez que o calor gerado pelo atrito entre o *shoulder* e a peça, que independe da espessura, não é suficiente para aquecer adequadamente um maior volume de material.

Os estudos desenvolvidos para avaliar o efeito do tamanho do *nugget* mostram que, considerando os demais parâmetros geométricos e do processo, houve um pequeno aumento da contribuição da deformação plástica.

O presente trabalho abordou somente o fenômeno térmico. No entanto, a estimativa precisa do campo de temperatura é fundamental para que o modelo possa

ser utilizado futuramente como uma ferramenta de simulação para analisar o efeito dos parâmetros de soldagem em outros fenômenos presentes como as tensões residuais ou a microestrutura resultante.

Como sugestões para a continuidade deste trabalho podem ser citados diversos aspectos que merecem ser abordados:

1) Desenvolvimento de um programa experimental para verificar o comportamento do modelo para uma gama maior de condições envolvendo outros materiais, outras espessuras de chapas, diferentes geometrias da ferramenta;
2) Aprimoramento do modelo de fonte de calor para contemplar estados de tensão mais complexos;
3) Aprimoramento do modelo de elementos finitos de modo a incluir a dependência das propriedades termomecânicas com a temperatura no modelo numérico e de modelos constitutivos com variáveis internas como endurecimento, transformação de fase e dano.

# Referências Bibliográficas


Ansys Inc., *Structural Analysis Guide*, Release 12, 2009.

Ansys Inc., *Documentation for Ansys Workbench*, Release 12, 2009.

AIRES, L. M. N., " Análise Experimental do Comportamento à Fadiga em Juntas Soldadas por Fricção Linear de Ligas de Alumínio para a Industria Aeronáutica", Dissertação de Mestrado, Universidade Técnica Lisboa, 2007.

ANTUNES, A. E. B., "Tensões Residuais na Soldagem, Aspectos Básicos", *Revista Brasileira de Ciências Mecânicas*, v. XVII, n. 4, pp. 394-403, 1995.

ASM, "Metals Handbook Volume 6 – *non-ferrous alloys 10th edition*", ASM International, 1993.

ASM, "Metals Handbook Volume 6 – Welding, Brazing and Soldering", ASM International, 1993.

BANG, I.W.; SON, Y.P.; OH, K.H.; KIM, Y.P.; KIM, W.S., *Numerical Simulation of Sleeve Repair Welding on In-Service Gas Pipelines*, Welding Journal, pp. 273-282, dez. 2002.

BEZERRA, A. C.; SCOTTI, A.; RADE, D. A., "Análise da Influência do Pré-aquecimento Sobre as Tensões Residuais de Soldagem Via Elementos Finitos", *CONEM 2006 – IV Congresso Nacional de Engenharia Mecânica*, Recife, 2006a.

BEZERRA, A. C.; SCOTTI, A.; RADE, D. A., "Efeito do Preaquecimento sobre as Tensões Residuais de Soldagem", *Soldagem & Inspeção,* Vol. 11, No 1, 2006b.

BEZERRA, A. C.; RADE, D. A.; SCOTTI, A., "Simulation of a TIG Weld using Finite Element Method: Part 2 – Structural Analysis", *Soldagem & Inspeção,* Vol. 11, No 2, 2006c.

BUFFA G., HUA J., SHIVPURI R., FRATINI L., *Design of the stir welding tool using the continuum based FEM nodel*, Materials Science and Engineering, 10 Setember 2005 .

CAELETTI, C.B; AMÂNCIO, S.T.; SANTOS, J.F.; ALCÂNTARA N.G.; BOLFARINI, C., *Friction Stir Welding*, Soldagem & Inspeção, Ano 9,Nº 2, junho 2004

CHEN, C.M.; KOVACEVIC, R., *Finite element Modelin of Friction Stir Welding – termal and thermomechanical Analsis*, Machine Tools & Manufacture, 10 June 2003.

CHENG, W.; WANG, Y.; AMEND, W.; SWATZEL, J., "Weld Microstructure and Hardness Prediction for In-Service Hot-Tap Welds", *Proceeding of IPC 2004 – International Pipeline Conference*, Canada, 2004.

COLEGROVE, P; PAINTER, M; GRAHAM, D.; MILLER, T., *3-dimensional flow and thermal modelling of the friction stir welding process*

DENG, Z., LOVELL, M.R. e TAGAVI, K.A., Influence of Materials Properties and Forming Velocity on the Interfacial Slip Characteristics of Cross Wedge Rolling". Manuf. Sci. Eng., v.123, pp. 647-653, 2001.

DENIS, S.; GAUTIER, E.; SIMON, A.; BECK, G., "Stress-Phase-Transformation Interactions – Basic Principles, Modelling and Calculation of Intenal Stresses", *Material Science and Technology*, v.1, pp.805-814, 1985.

DEPRADEUX, L., "Simulation Numérique du Soudage – Acier 316L Validation sur cas Tests de Complexite Croissante", Tese de Doutorado, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2004.

DEPRADEUX, L.; JULLIEN, J. F., "Experimental and Numerical Simulation of Thermomechanical Phenomena during a TIG Welding Process", *Journal de Physique IV*, Vol. 120, pp. 697-704, 2004

ELANGOVAN, K.; BALASUBRAMANIAN, V.; BADU, S., "*Developing an Empirical Relationship to Tensile Strength of Friction Stir Welded AA2219 Aluminium Alloy*", Journal of Materials Engineering and Performance, Volume 17 (6), Decemebre, 2008.

ESPÓSITO, I. M., Caracterização e Cinética de Recristalização da Liga de Alumínio 6063 Após Tratamentos Térmicos, IPEN, Dissertação de Mestrado, 2006

FERNANDES, J. L.; PACHECO, P. M. C. L.; KENEDI, P. P.; CARVALHO, M. L. M., *Analysis of the Influence of Residual Stresses in the Fatigue Life of Welded Plates Using the Finite Element Method*, COTEQ 2003, COTEQ028_03, Florianópolis, Santa Catarina, Brasil, 09-12 set. 2003.

FERNANDES, J. L.; PACHECO, P. M.C. L.; KENEDI, P. P., "Modeling Residual Stresses in Repaired Weldes Steel Plates using the Finite Element Method", *CONEM 2004 – III CongressoNacional de Engenharia Mecânica*, Belém, Pará, 2004.

FRANCIS, J. D., " *Welding Simulation of Aluminium Alloy Joints by Finite Element Analysis*", Thesis for the degree of Mester os Science, Virginia Polytechnic Institute and State University, 2002.

FRICKLE, S.; KEIM, E.; SCHMIDT, J., "Numerical Weld Modeling – A Method for Calculating Weld-induced Residual Stresses", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 206, pp. 139-150, 2001.

FRIGAARD, *A process model for friction stir welding on age hardening aluminium alloys*. 1999

GIBSON, D.E.; PINHEIRO, G.; VENNEMANN, O.; DOS SANTOS, J.F.; BLAKEMORE, G.R., "Engineering Applications of Friction Stitch Welding", *Proceedings of the ETCE/OMAE*, 2000.

GOLDAK, J.; CHAKRAVARTI, A.; BIBBY, M., "A New Finite Element Model for Welding Heat Sources", Metallurgical Transactions B, v. 15B, pp. 299-305, 1984.

GOLDAK, J. A.; AKHLAGHI, M., *Computational Welding Mechanics* – Springer, 2005.

HAMILTON, C.; DYMEK, S.; SOMMERS, A., " A Thermal Model of Friction Stir Welding in Aluminum Alloys" , International Journal of Machine Tools & Manufacture 48 (2008) 1120- 1130

JUNIOR, A. R., Estrutura Integral por Soldagem por Atrito " *Friction Stir Welding - FSW* " Requisitos Básicos Para Projeto Estrutural, ITA, 2003.

HOLMAN, J.P.; *Heat Transfer*, McGraw-Hill, 1983

KHANDKAR, M. Z. H.; KHAN, J.A.; REYNOLDS, A.P., "Prediction of Temperature Distribution and Thermal History During Friction Stir Welding: Input Torque Based Model", Science and Technology of Welding and Joining 2003, Vol.8 No.3.

KONG, H. S.; ASHBY, M. F., *Friction-heating maps and their applications*, 1991

LUNDBACK, A.; RUNNEMALM, H., "Validation of Three-Dimensional Finite Element Model for Electron Beam Welding of Inconel 718", *Science and Technology of Welding and Joining*, Vol. 10 (6), 99. 717-724, 2005.

MARQUES, P. V., *Tecnologia da Soldagem*, 1991

MONDENESI, P. J.; MARQUES, P. V., Soldagem I – Introdução aos Processos de Soldagem , 2000

NANDAN, R.; DEBROY, T.; BHADESHIA, H.K.D.H, "Recent Advances in Friction Stir Welding – Process, Weldment Structure and Properties", *Progress in Materials Science*, pp.980-1023, August 14, 2008

PACHECO, P.M.C.L., "Análise do Acoplamento Termomecânico em Materiais Elasto-Viscoplásticos", Tese de Doutorado, Departamento de Engenharia Mecânica, PUC-Rio, 1994.

PACHECO, P.M.C.L.; CAMARÃO, A.F.; SAVI, M.A., "Analysis of Residual Stresses Generated by Progressive Induction Hardening of Steel Cylinders", *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, Vol.36, Nº5, pp. 507-516, 2001.

PACHECO, P.M.C.L; SAVI, PEREIRA, J.H.I.P; PACHECO, M.R., Modeling Shape Memory Alloy Truss Structures using the Finite Element Method, *III EUROPEAN CONFERENCE ON COMPUTATIONAL MECHANICS (ECCM 2006) - Solids, Structures and Coupled Problems in Engineering*,Lisboa, Portugal

PINHEIRO A. G.; BACARENSE Q. A.; MARQUES V. P.; MEYER, A.; SANTOS FERNANDES J.; BLAKEMORE, R. G., *Costura por Fricção: Fundamentos e Aplicações*, COBEF 2001

PIRES, R. R., Efeito da Geometria, Força Axial e da Rotação no Reparo por Atrito, Dissertação de Mestrado, UFU, 2007.

RONDA, J.; OLIVER, G. J., "Consistent Thermo-Mechano-Metallurgical Model of Welded Steel with Unified Approach to Derivation of Phase Evolution Laws and Transformation-Induced Plasticity", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, v.189, pp. 361-417, 2000.

RUSSELL, J. M., *Development and Modelling of Friction Stir Welding*, A dissertation to the University of Cambridge for the degree of Doctor Philosophy, August 2000.

SCHWARTZ, C., PARIS, A.A.F, "Características da Soldagem de Alumínio 5052-F com o Processo de Fricção "Stir"", Soldagem & Inspeção, Ano 8, Nº 4, Dezembro 2003

SHERCLIFF, H., *Development of Preliminary Model for Friction Taper Plug Welding,* August 2006.

SILVA, E.P.; PACHECO, P.M.C.L; SAVI, M.A., "On the Thermo-Mechanical Coupling in Austenite-Martensite Phase Transformation Related to the Quenching Process", *International Journal of Solids and Structures*, ISSN 0020-7683, Vol. 41, pp. 1139-1155, 2004.

SILVA, R.M.B. e PACHECO, P.M.C.L., "Modeling Residual Stresses in Welded Steel Plates Using a Constitutive Model with Phase Transformation", *COBEM-2005, 18th International Congress of Mechanical Engineering*, Ouro Preto, 2005a.

SILVA, R.M.B., PACHECO, P.M.C.L.; OLIVEIA, W.P.; DAVI, M.A., "Modeling Residual Stresses in Welded Steel Plates Using a Constitutive Model With Diffusional Phase Transformations", *CILAMCE 2005 –XXVI Iberian Latin American Congress on Computational Methods in Engineering*, Guarapari-ES, 2005b.

SILVA, R. M. B., Uma Contribuição à Modelagem do Processo de Soldagem de Placas de Aço Utilizando um Modelo Constitutivo Acoplado; Dissertação de Mestrado, CEFET/RJ, 2007.

TALJAT, B.; HADRAKRISHNAN, B.; ZACHARIA, T., “Numerical Analysis of GTA Welding Process with Emphasis on Post-solidification Phase Transformation Effects on Residual Stresses”, *Materials Science and Engineering*, v. A246, pp.45-54, 1998.

TENG, T.; CHANG, P., “Effect of Residual Stresses on Fatigue Crack Initiation Life for Butt-Welded Joints”, *Journal of Materials Processing Technology*, 145 pp.325–335, 2004.

TENG, T.; FUNG, C.; CHANG, P; YANG, W., “Analysis of Residual Stresses and Distortions in T-Joint Fillet Welds”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 78, pp. 523-538, 2001.

THOMAS, W., “The need for gas shielding – positive advantages for two friction processes”, *TWI Bulletin*, pp.84-88, 1997.

WAINER, E.; BRANDI, S.D.; MELLO; F.D.H. , “Soldagem Processos e Metalurgia”, 1992, reimpressão 2000

WENTZ, V. A., Simulação de Soldagem por Arco e Resistência Elétrica Usando o Método de Elementos Finitos; Dissertação de Mestrado UFRGS, 2008.

WILLIAMSON, K. M.; ABDEL, S. T., *A moving boundary formulation for recursive plastic heat release stir welding*, Journal of Materials Processing Technology, 17 April 2006.

ZACHARIA, T.; VITEK, J. M.; GOLDAK, J. A.; DEBROY, T. A.; RAPPAZ, M.; BHADESHIA, H. K. D. H., “Modeling of Fundamental Phenomena in Welds”, *Modeling and Simulation in Materials Science and Engineering*, v.3, pp. 265-288, 1995.

ZHU, X. K.; CHAO, Y.J., Numerical simulation of transient temperature and residual stresses in friction stir welding of 304L stainless steel. Journal of Materials Processing Technology, 2004.