

**CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA
CELSO SUCKOW DA FONSECA – CEFET/RJ**

**Dimensionamento De Lentes De Soldas A Ponto Por
Resistência Elétrica Em Chapas De Aço De Baixo
Carbono Tipo IF-Ti Por Análise Numérica**

Joseph Richard Pinheiro de Carvalho

Prof. Orientador: D.Sc. Hector Reynaldo Menezes Costa

Prof. Coorientador: D.Sc. Joanes Silva Dias

Rio de Janeiro

Junho de 2017

**CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA
CELSO SUCKOW DA FONSECA – CEFET/RJ**

**Dimensionamento De Lentes De Soldas A Ponto Por
Resistência Elétrica Em Chapas De Aço De Baixo
Carbono Tipo IF-Ti Por Análise Numérica**

Joseph Richard Pinheiro de Carvalho

Projeto final apresentado em cumprimento
às normas do departamento de Engenharia Mecânica
do CEFET/RJ como parte dos requisitos para obtenção
do título de Bacharel em Engenharia Mecânica

Prof. Orientador: D.Sc. Hector Reynaldo Menezes Costa

Prof. Coorientador: D.Sc. Joanes Silva Dias

Rio de Janeiro

Junho de 2017

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Central do CEFET/RJ

C331 Carvalho, Joseph Richard Pinheiro de
Dimensionamento de lentes de soldas a ponto por resistência elétrica em chapas de aço de baixo carbono tipo IF-Ti por análise numérica / Joseph Richard Pinheiro de Carvalho.—2017.
127f. + anexos : il. (algumas color.) , grafs. , tabs. ; enc.

Projeto Final (Graduação) Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca , 2017.

Bibliografia : f. 123-127

Orientador : Hector Reynaldo Menezes Costa

Coorientador : Joanes Silva Dias

1. Engenharia mecânica. 2. Resistência de materiais. 3. Solda e soldagem. 4. Aço-carbono. 5. Análise numérica. I. Costa, Hector Reynaldo Menezes (Orient.). II. Dias, Joanes Silva (Coorient.). III. Título.

CDD 621

DEDICATÓRIA

Dedico essa vitória a meus pais, em especial a meu saudoso pai, que se esforçou mais que qualquer um para que eu tivesse um ensino de qualidade e pudesse almejar o título Bacharel em engenharia mecânica. Esteja onde estiver, saiba que esta é apenas uma das muitas conquistas que me proporcionaste, seja em âmbito profissional ou pessoal.

Dedico também a minha querida mãe, minha querida irmã e minha amada esposa, que foram minhas inspirações, minhas maiores incentivadoras e os meus alicerces nos momentos mais difíceis da minha vida.

AGRADECIMENTOS

A meus pais que auxiliaram na construção de meus princípios, na formação de meu caráter, que não mediram esforços para prover recursos para me conceder uma boa educação. Agradeço à minha querida esposa, minha irmã, familiares, amigos, colegas de trabalho e a todos que me apoiaram nessa conquista.

Aos amigos e mestres Hector Reynaldo Menezes Costa e Joanes Silva Dias, que me apoiaram e auxiliaram para meu crescimento profissional.

A todos os bons professores que me ensinaram e que se dedicam verdadeiramente a essa digna profissão, em especial os professores Bruno Cayres, Luciana L. S. Monteiro, Marcos F. Curi e Pedro Manuel Pacheco.

A todos que contribuíram de forma direta ou indireta para o fim dessa etapa.

RESUMO

O aumento da utilização do processo de soldagem a ponto por resistência elétrica na indústria, principalmente na automotiva. O presente estudo tem em seu principal objetivo analisar e comparar resultados computacionais do processo de soldagem a ponto por resistência elétrica em chapas de aço IF (*Interstitial Free*) com dados experimentais. A utilização de ferramentas computacionais e métodos matemáticos têm sido utilizados com maior frequência com o propósito de obter maior controle sobre os parâmetros de soldagem, especificar previamente possíveis falhas no processo, aperfeiçoar o planejamento operacional e atenuar os custos operacionais. Utilizando o programa ANSYS Workbench® para uma análise termofluida realizada por modelagem em 3D. Na modelagem, foram consideradas as dimensões das chapas e dos eletrodos, com interações multifísicas, estudando as condições de escoamento e a variação de temperaturas geradas de acordo com o perfil da corrente de solda. É fundamental analisar o gradiente de temperatura sobre a lente de solda e nas interfaces entre eletrodo/chapa para identificar possíveis mudanças de propriedades mecânicas. As simulações foram realizadas baseadas nas variações dos parâmetros de soldagem realizadas de acordo com análises experimentais. Os resultados da simulação foram semelhantes e coerentes com os resultados experimentais, mostrando que o modelo pode ser ajustado para outros parâmetros de soldagem para chapas de mesmo material e utilizando o mesmo tipo de eletrodo. O modelo obteve resultados quantitativos e qualitativos coerentes utilizando 9 ciclos e corrente efetiva de 7,79kA, resultando em diâmetros próximos dos obtidos pelos ensaios de micrografia e arrancamento em análise experimental.

Palavras-chave: Solda a ponto por Resistência Elétrica, Efeito Joule, Aço IF, Análise Numérica, Ansys.

ABSTRACT

The increased use of the resistance spot welding (RSW) process in the industry, especially in the automotive industry. In this study, the main objective is analyzed and compares computational results of the process of resistance spot welding in Intertital Free (IF) Steel sheets with experimental data. The use of computational tools and mathematical methods has been used more frequently for the purpose of gaining greater control over the welding parameters, previously specifying possible process failures, improving operational planning and reducing operating costs. Using the ANSYS Workbench® program for a thermal-fluid analysis performed by 3D modeling. In the model, the dimensions of the sheet and the electrodes were studied, with multiphysical interactions, studying the conditions of flow and the variation of temperatures generated according to the profile of the welding current. It is fundamental to analyze the temperature gradient on the weld nugget and at the interfaces between the electrode-sheet to identify possible changes of mechanical properties. The simulations were performed based on the variations of the welding parameters performed according to experimental analysis. The model obtained consistent quantitative and qualitative results using 9 cycles and effective current of 7.79kA, resulting in diameters close to those obtained by micrograph and peel tests in experimental analysis.

Keywords: Resistance Spot Weld, Joule Effect, IF Steel, Numerical Analysis, Ansys.

SUMÁRIO

| | |
|--|----|
| Capítulo 1 | 1 |
| 1.1. Motivação | 1 |
| 1.2. Justificativa | 2 |
| 1.3. Objetivo | 3 |
| 1.4. Metodologia e Trabalho Realizado | 3 |
| 1.5. Organização do Trabalho..... | 4 |
| Capítulo 2 | 5 |
| 2.1. Princípio do Processo de Soldagem por Resistência Elétrica..... | 5 |
| 2.1.1. Parâmetros do Processo de Soldagem | 7 |
| 2.1.2. Eletrodos | 35 |
| 2.1.3. Metalurgia no processo..... | 42 |
| 2.1.4. Descontinuidade na formação da lente de solda | 47 |
| 2.1.5. Controle de Qualidade e Inspeção da Solda..... | 48 |
| 2.2. Mecânica dos Fluidos no Processo | 57 |
| 2.2.1. Líquido Refrigerante..... | 57 |
| 2.2.2. Ar Ambiente..... | 58 |
| 2.3. Transferência de Calor no Processo | 59 |
| 2.3.1. Geração de Calor por Efeito Joule | 59 |
| 2.3.2. Condução | 62 |
| 2.3.3. Convecção..... | 62 |
| 2.3.4. Radiação..... | 65 |
| 2.3.5. Mudança de Fase | 65 |
| 2.4. Aço IF..... | 66 |
| 2.4.1. Histórico do Aço IF e sua Evolução | 67 |
| 2.4.2. Estrutura cristalina/ propriedades gerais..... | 68 |
| Capítulo 3 | 71 |
| 3.1. Dados operacionais | 71 |
| 3.1.1. Materiais | 71 |
| 3.1.2. Parâmetros de operação | 74 |
| 3.2. Programa para Análise | 75 |
| 3.2.1. Metodologia | 76 |
| 3.3. Geometria | 81 |

| | |
|---|------------|
| 3.4. Geração de Malha | 82 |
| 3.5. Estudo Geração de Calor | 86 |
| 3.5.1. Condições de Contorno..... | 86 |
| 3.6. Estudo Resfriamento | 92 |
| 3.6.1. Condições de Contorno..... | 93 |
| Capítulo 4 | 95 |
| 4.1. Caso 01 | 95 |
| 4.2. Caso 02 | 103 |
| 4.3. Caso 03 | 106 |
| 4.4. Caso 04 | 113 |
| Capítulo 5 | 121 |
| 5.1. Trabalhos futuros | 122 |
| REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS..... | 123 |
| ANEXO A - Análise de Convergência de Malha..... | 128 |
| ANEXO B - Cálculos De Coeficientes De Transferência De Calor Por Convecção Natural. | 129 |

LISTA DE FIGURAS

| | |
|---|----|
| FIGURA 1: Tipos de Soldagem por Resistência Elétrica mais comum na indústria. (RWMA, 2003) | 5 |
| FIGURA 2: Impressões de pontos de solda em chapas de aço IF unidas por RSW.(DIAS, 2011) | 6 |
| FIGURA 3: Esquema do ciclo de soldagem de um ponto de solda. (BRANCO, 2004) | 7 |
| FIGURA 4: Características da junta de solda RSW. (LOPES, 2015) | 8 |
| FIGURA 5: Exemplo de "Solda Fria" em uma imagem por microscópio óptico. (ZHANG; SENKARA, 2006) | 9 |
| FIGURA 6: Tipos de máquinas de solda a ponto. (a) Fixa (BRANCO, 2004), (b) Móvel. (PROSPOT, 2017) | 10 |
| FIGURA 7: Representação esquemática do ciclo de soldagem de um ponto por RSW. (NASCIMENTO 2008)..... | 12 |
| FIGURA 8: Alinhamentos e desalinhamento de eletrodos. (FURLANETTO, 2014)..... | 13 |
| FIGURA 9: Erros de equalização das pinças de solda. (FURLANETTO, 2014)..... | 13 |
| FIGURA 10: Balanço de forças atuantes no ponto de solda em formação. (ZHANG; SENKARA, 2006 - traduzido)..... | 16 |
| FIGURA 11: Expansão volumétrica para liga de Alumínio (AA5754) e Ferro puro. (ZHANG; SENKARA, 2006 - traduzido)..... | 17 |
| FIGURA 12: Balanço de forças atuantes no ponto de solda em formação com eletrodos desalinhados. (ZHANG; SENKARA, 2006 - traduzido)..... | 17 |
| FIGURA 13: Distribuição da pressão no contato interface entre as chapas. (FURLANETTO, 2014) | 18 |
| FIGURA 14: Balanço de energia térmica do processo RSW. (NASCIMENTO, 2008) | 20 |
| FIGURA 15: Valores típicos de temperatura para soldas RSW. (BATISTA, 2011) | 21 |
| FIGURA 16: Distribuição de temperatura durante o processo de soldagem. (AURES, 2006)..... | 22 |
| FIGURA 17: Perfis de corrente gerada por corrente contínua e alternada. (NASCIMENTO, 2008) | 23 |
| FIGURA 18: Rampas de subida e descida de corrente. (BRANCO, 2004 - Modificado)..... | 24 |
| FIGURA 19: Esquema de resistências elétricas típico de um circuito secundário de uma máquina de solda RSW. (BRANCO, 2004)..... | 25 |

| | |
|--|----|
| FIGURA 20: Resistências elétricas relevantes para formação do ponto de solda. (VURAL, 2013) | 25 |
| FIGURA 21: Resistências elétricas para condições de superfícies diferentes. (ZHANG; SENKARA, 2006 - traduzido)..... | 26 |
| FIGURA 22: Resistências elétricas versus compressão dos eletrodos. (FURLANETTO, 2014) | 28 |
| FIGURA 23: Evolução da resistividade elétrica do aço de baixo carbono, do alumínio puro e do cobre com o aumento de temperatura. (ZHANG; SENKARA, 2006)..... | 29 |
| FIGURA 24: Resistências de contato versus compressão dos eletrodos. (ZHANG; SENKARA, 2006-traduzida)..... | 31 |
| FIGURA 25: Influência da resistência dinâmica com a formação do ponto de solda. (FURLANETTO, 2014)..... | 34 |
| FIGURA 26: Efeito Shunt. (ZHANG; SENKARA, 2006) | 35 |
| FIGURA 27: Resistências de contato versus compressão dos eletrodos. (BATISTA, 2011).. | 37 |
| FIGURA 28: Sistema de refrigeração de eletrodo. (INTERMACHINEY, 2003)..... | 38 |
| FIGURA 29: Posição do tubo de resfriamento. (AWS, 1997) | 39 |
| FIGURA 30: Diagrama do eletrodo para RSW. (AWS, 1997) | 40 |
| FIGURA 31: Formação de latão nas faces de eletrodos utilizados para soldar chapas galvanizadas. (DIAS, 2011) | 42 |
| FIGURA 32: Diagrama de fases e estrutura cristalina para aço de baixo carbono no processo de solda RSW. (ZHANG; SENKARA, 2006 - traduzido)..... | 44 |
| FIGURA 33: Esquema sobre os efeitos da taxa de resfriamento sobre a formação dos grãos do ponto. Refrigeração ideal (a); Refrigeração Rápida (b); Refrigeração Lenta (c). (ZHANG; SENKARA, 2006) | 46 |
| FIGURA 34: Defeitos de operação do processo de soldagem. (ROSSI, 2007 - Adaptado).... | 48 |
| FIGURA 35: Curva de soldabilidade. (AURES, 2006) | 50 |
| FIGURA 36: Medidor de parâmetros Miyachi MM-380A. (DIAS, 2011)..... | 51 |
| FIGURA 37: Corpo de prova segundo AWS (1997)..... | 52 |
| FIGURA 38: Determinação de regiões da junta por Microscópio Óptico com aumento de 6,5x e ataque Nital 2%. (DIAS, 2011)..... | 55 |
| FIGURA 39: Microestrutura da lente de solda do aço IF com aumento de 200x e ataque de Nital 2%. (DIAS, 2011) | 55 |

| | |
|---|----|
| FIGURA 40: Imagem da morfologia da solda na superfície da chapa de aço IF distante da lente de solda com aumento de 2000x. Ataque Nital 10%. (DIAS, 2011) | 56 |
| FIGURA 41: Espectrometria de EDS dos pontos mostrados na Figura 40. (DIAS, 2011) | 56 |
| FIGURA 42: Comparativo entre propriedades mecânicas de aços (limite resistência à tração e alongamento). (WORLDAUTOSTEEL, 2017 - adaptado)..... | 68 |
| FIGURA 43: Estrutura ferrítica, aumentado em 200x com ataque Nital 2%. Detalhe do aço IF utilizado no estudo de Dias (2011). | 69 |
| FIGURA 44: Gráfico de tensão deformação para aços IF. (DIAS, 2011) | 70 |
| FIGURA 45: Dimensão dos eletrodos tipo 2 em mm. (DIAS, 2011)..... | 73 |
| FIGURA 46: Perfil de corrente alternada segundo condições de operação de Dias (2011). ... | 80 |
| FIGURA 47: Perfil de corrente contínua usando condições de operação de Dias (2011)..... | 80 |
| FIGURA 48: Geometria sob condições AWS (1997)..... | 81 |
| FIGURA 49: Geometria sob condições de Branco (2004) e de Batista (2011). | 82 |
| FIGURA 50: Malha do domínio fluido vista pelo plano de simetria (à esquerda) e detalhe do elemento prismático (à direita). | 84 |
| FIGURA 51: Malha do domínio eletrodo vista pelo plano de simetria (à esquerda) e o detalhe do refino na região de interface com a chapa (à direita)..... | 84 |
| FIGURA 52: Malha do domínio chapa vista pelo plano de simetria (à esquerda) e detalhe do elemento prismático (à direita). | 85 |
| FIGURA 53: Malha do domínio fluido vista pelo plano de simetria (à esquerda) e detalhe do refino na região de interface com a chapa (à direita)..... | 86 |
| FIGURA 54: Perfil de velocidade analítico como condição de contorno na entrada do domínio fluido. | 88 |
| FIGURA 55: Condições de contorno para o domínio fluido com condição de contato AWS (1977)..... | 90 |
| FIGURA 56: Condições de contorno para o domínio fluido com condição de contato Branco (2004) e por Batista (2011). | 90 |
| FIGURA 57: Condições de contorno para o domínio eletrodo..... | 91 |
| FIGURA 58: Condições de contorno para o domínio chapa..... | 92 |
| FIGURA 59: Condições de contorno para o domínio chapa para resfriamento..... | 93 |
| FIGURA 60: Linhas de corrente do fluido - Caso 01: t=0,15s. | 96 |
| FIGURA 61: Velocidade do fluido no plano de simetria - Caso 01: t=0,15s. | 96 |
| FIGURA 62: Temperatura do fluido no plano de simetria - Caso 01: t=0,15s. | 97 |

| | |
|--|-----|
| FIGURA 63: Temperatura do fluido próximo a parede do eletrodo - Caso 01: $t=0,15s$ | 98 |
| FIGURA 64: Pressão nas paredes do eletrodo - Caso 01: $t=0,15s$ | 98 |
| FIGURA 65: Temperatura na parede do eletrodo - Caso 01: $t=0,15s$ | 99 |
| FIGURA 66: Temperatura do eletrodo no plano de simetria - Caso 01: $t=0,15s$ | 99 |
| FIGURA 67: Temperatura do eletrodo nas superfícies em contato com o ar-Caso 01: $t=0,15s$ | 100 |
| FIGURA 68: Temperatura do eletrodo e chapa no plano de simetria - Caso 01: $t=0,15s$ | 100 |
| FIGURA 69: Temperatura do eletrodo e chapa no plano de simetria - Caso 01: $t=0,15s$ | 101 |
| FIGURA 70: Ponto de Referência no plano de simetria XY. | 101 |
| FIGURA 71: Dimensão da lente de solda - Caso 01: $t=0,15s$ | 102 |
| FIGURA 72: Evolução da Temperatura ao longo do tempo de corrente - Caso 01. | 102 |
| FIGURA 73: Temperatura ao longo do processo RSW - Caso 01. | 103 |
| FIGURA 74: Temperatura do eletrodo e chapa no plano de simetria - Caso 02: $t=0,15s$ | 104 |
| FIGURA 75: Temperatura do eletrodo e chapa no plano de simetria - Caso 02: $t=0,15s$ | 104 |
| FIGURA 76: Dimensão da lente de solda - Caso 02: $t=0,15s$ | 105 |
| FIGURA 77: Evolução da Temperatura ao longo do tempo de corrente - Caso 02. | 105 |
| FIGURA 78: Linhas de corrente do fluido - Caso 03: $t=0,15s$ | 106 |
| FIGURA 79: Velocidade do fluido no plano de simetria - Caso 03: $t=0,15s$ | 107 |
| FIGURA 80: Temperatura do fluido no plano de simetria - Caso 03: $t=0,15s$ | 107 |
| FIGURA 81: Temperatura do fluido próximo a parede do eletrodo - Caso 03: $t=0,15s$ | 108 |
| FIGURA 82: Pressão nas paredes do eletrodo - Caso 03: $t=0,15s$ | 108 |
| FIGURA 83: Temperatura na parede do eletrodo - Caso 03: $t=0,15s$ | 109 |
| FIGURA 84: Temperatura do eletrodo no plano de simetria - Caso 03: $t=0,15s$ | 109 |
| FIGURA 85: Temperatura do eletrodo nas superfícies em contato com o ar-Caso 03: $t=0,15s$ | 110 |
| FIGURA 86: Temperatura do eletrodo e chapa no plano de simetria - Caso 03: $t=0,15s$ | 110 |
| FIGURA 87: Temperatura do eletrodo e chapa no plano de simetria XY-Caso 03: $t=0,15s$ | 111 |
| FIGURA 88: Dimensão da lente de solda - Caso 03: $t=0,15s$ | 111 |
| FIGURA 89: Evolução da Temperatura ao longo do tempo de corrente - Caso 03. | 112 |
| FIGURA 90: Temperatura ao longo do processo RSW - Caso 03. | 113 |
| FIGURA 91: Temperatura do eletrodo e chapa no plano de simetria - Caso 04: $t=0,15s$ | 114 |
| FIGURA 92: Temperatura do eletrodo e chapa no plano de simetria - Caso 04: $t=0,15s$ | 114 |
| FIGURA 93: Dimensão da lente de solda - Caso 04: $t=0,15s$ | 115 |

| | |
|---|-----|
| FIGURA 94: Evolução da Temperatura ao longo do tempo de corrente - Caso 04..... | 115 |
| FIGURA 95: Resultados de velocidade (acima) e temperatura (abaixo) do fluido para os casos 01 (à esquerda) e 03 (à direita) $t=0,15s$ | 117 |
| FIGURA 96: Resultados de perfis de temperatura dos casos analisados | 118 |
| FIGURA 97: Resultados experimentais. (DIAS, 2011)..... | 119 |
| FIGURA 98: Temperatura nas interfaces entre chapas e chapa-eletrodo. (VURAL, 2013).. | 120 |

LISTA DE TABELAS

| | |
|---|-----|
| TABELA 1: Característica dos eletrodos à base de cobre segundo RWMA (2003)..... | 36 |
| TABELA 2: Parâmetros de soldagem segundo AWS (1997). | 39 |
| TABELA 3: Dimensão e especificação de eletrodos segundo AWS (1997). | 40 |
| TABELA 4: Grandezas físicas dos revestimentos mais utilizados na indústria. (FURLANETTO, 2014)..... | 47 |
| TABELA 5: Dimensão do corpo de prova segundo AWS (1997) | 53 |
| TABELA 6: Correlações de Nusselt para geometrias. (INCROPERA <i>et al.</i> , 2008)..... | 64 |
| TABELA 7: Faixa de composição de aços IF (% de massa). (KRAUSS; WILSHYNSKY; MATLOCK, 1991) | 68 |
| TABELA 8: Composição química (%) do aço IF-Ti, utilizado por Dias (2011). | 71 |
| TABELA 9: Propriedades mecânicas do aço IF utilizadas por Dias (2011)..... | 72 |
| TABELA 10: Propriedades térmicas e elétricas para aço de baixo carbono utilizado por Vural (2013)..... | 72 |
| TABELA 11: Propriedades para cobre utilizado por Vural (2013)..... | 73 |
| TABELA 12: Propriedades da água utilizada na simulação (ANSYS®, 2013). | 74 |
| TABELA 13: Parâmetros de soldagem utilizados por Dias (2011)..... | 74 |
| TABELA 14: Dados da resistência elétrica do revestimento..... | 77 |
| TABELA 15: Dados da resistência elétrica das chapas e eletrodo..... | 78 |
| TABELA 16: Dados da resistência elétrica de contato..... | 79 |
| TABELA 17: Coeficiente de Transferência Térmica por Convecção Natural..... | 91 |
| TABELA 18: Relação de simulações realizadas. | 94 |
| TABELA 19: Pontos de fusão e ebulição. | 95 |
| TABELA 20: Resumos dos resultados obtidos em cada caso..... | 116 |
| TABELA 21: Comparação do diâmetro da lente de solda entre resultados numéricos e experimentais..... | 119 |

Capítulo 1

Introdução

O processo de soldagem por resistência (RW - Resistance Welding) foi inventado por Elihu Thomson (1853-1937), fundador e presidente do Laboratório Thomson, em Lynn, Massachusetts, EUA, no ano de 1877. A indústria pioneira no uso desta técnica foi a de materiais de cozinha em 1898. Em 1933, esse processo de soldagem foi introduzido na indústria automobilística na construção de carrocerias em chapas de aço. Logo se deu início ao amplo uso desse tipo de solda na indústria automotiva em diferentes materiais. (BRANCO, 2004)

O processo de soldagem por resistência elétrica é amplamente usado na indústria para união de chapas finas devido a sua simplicidade, facilidade de controle do processo, menor investimento, com o produto de qualidade e resistências mecânicas satisfatórias. (BRANCO, 2004). Esta soldagem propicia a união entre duas ou mais chapas finas por meio da fusão entre os metais base na região de sobreposição, transmitindo de forma segura e eficiente esforços de uma estrutura a outra. (DIAS, 2011)

1.1. Motivação

Nas últimas décadas a indústria automobilística tem buscado o desenvolvimento contínuo dos materiais utilizados na fabricação de seus produtos, com o objetivo de reduzir os custos de fabricação, minimizar o consumo de combustível e aumentar a segurança dos usuários. Dentro deste contexto, os fornecedores de aços têm procurado desenvolver materiais com melhores performances e níveis de qualidade. (SILVA *et al.*, 2006)

Os aços-carbono para estampagem têm experimentado constante evolução motivada ao longo das últimas décadas pelo desenvolvimento de novas técnicas de manufatura e processos metalúrgicos de elaboração e refino do aço. A principal classe

de produto dentro desses materiais são os chamados aços IF (*Interstitial Free* - IF, ou livres de intersticiais). A fabricação de aços IF com características comerciais foi alcançada por volta de 1979, como um aço com baixo teor de carbono estabilizado ao titânio, que começou a substituir os aços com baixo carbono acalmados ao alumínio, agregando ainda maior resistência à corrosão através da galvanização. Seu uso não só reduziu o custo de manufatura das peças estampadas como também lhes proporcionou maiores níveis de qualidade. (SILVA *et al.*, 2006)

1.2. Justificativa

Branco, (2004), Dias (2011) e por Silva *et al.*, (2006) mostram em seus estudos que a união de chapas finas de aço na indústria automobilística é de grande importância para a fabricação de veículos e montagens de seus componentes. Com o objetivo de reduzir custos e manter a qualidade e melhorar as propriedades dos materiais que compõe os componentes dos veículos, intensificaram as pesquisas para aperfeiçoar o aço IF quanto suas propriedades por parte dos fabricantes de aço.

Segundo Dias (2011) e Lopes (2015), para confecção de componentes de veículos como portas, painéis, carrocerias, assoalho, capôs, para lamas, dentre outros, as chapas de aço de baixo carbono livres de intersticiais (*Intertitial Free* - IF), sejam galvanizadas ou não, passam por conformação mecânica e são unidas por soldagem a ponto por resistência elétrica (*Resistance Spot Welding* - RSW).

Independentemente do material usado como metal de base (MB), o processo de soldagem por resistência é estudado de forma empírica no meio acadêmico devido sua utilização em larga escala em vários setores da indústria.

O processo de soldagem por resistência possui interações dos fenômenos mecânicos, elétricos, térmicos e metalúrgicos, que ocorrem em curtos intervalos de tempos. Essas interações geram uma complexidade para análises experimentais que demanda tempo, energia e altos custos a fim de determinar os parâmetros de soldagem, ditos com ótimos, e suas influências na qualidade das juntas. Como alternativa, os setores indústrias e acadêmicos investem em modelos matemáticos, para economizar tempo, custos de análise e de operações industriais. Os modelos matemáticos auxiliam

na predição dos melhores parâmetros de soldagem, garantindo que seja realizado um estudo de suas variações e influencias na formação da junta soldada. Em geral a solução desses modelos é obtida através de programas comerciais baseados no método de elementos finitos, como ANSYS®, usado no presente estudo e o ABAQUS®. (MOLEND *et al.*, 2014)

Além de programas comerciais baseados no método de elementos finitos para execução de análises de diversas linhas de pesquisa, existem no mercado programas comerciais específicos para cálculos sobre os processos de soldagem como SORPAS® e SYSWELD® que auxiliam grandes montadoras de veículos como, por exemplo, General Motors, Ford, Honda dentre outras. (SWANTEC, 2017); (ESI, 2017)

1.3. Objetivo

Este trabalho tem o objetivo de analisar os efeitos dos parâmetros de soldagem do processo RSW de forma computacional sobre junta de solda entre chapas de aço IF e compará-las com resultados experimentais a fim de validar o modelo numérico pelo método de volumes finitos.

1.4. Metodologia e Trabalho Realizado

Foi realizado um modelo em tridimensional para analisar o processo de soldagem RSW. A análise considerou a inclusão da geração de calor por meio de equacionamento de acordo com o perfil de corrente elétrica para geração do efeito Joule a fim de formar a lente da junta de solda e condições de escoamento do fluido refrigerante através do programa ANSYS-CFX®. Também foi realizada análises sobre a eficiência da refrigeração do eletrodo por interação termofluida. Em ambos os modelos foram considerados as geometrias das chapas e eletrodos. Inserindo dados de propriedades físicas de cada material.

Através de dados obtidos como ótimos dos estudos de experimentais realizados por Dias (2011), foram realizadas simulações com os parâmetros de soldagem e feita à

validação do modelo computacional com geração de calor, para posteriormente avaliar a refrigeração.

1.5. Organização do Trabalho

O capítulo 1 apresenta um breve histórico do processo de soldagem por resistência elétrica, à motivação, justificativa e objetivo do presente trabalho, assim como a metodologia usada e sua organização.

No capítulo 2 será apresentada uma revisão bibliográfica do sobre o processo de RSW, parâmetros, eletrodos, tipos de falha que podem ocorrer durante e após o processo de soldagem, qualidade e inspeção da solda, as características do aço IF - Ni/Ti, os fenômenos físicos atuantes no processo e suas equações.

O capítulo 3, que se refere aos procedimentos de análises computacionais, consta a descrição sobre os dados experimentais obtidos como ótimos pelos estudos realizados, a descrição sobre o programa ANSYS-CFX®, utilizado para análises, características dimensionais dos modelos, a geração e estudo de malhas e configuração dos modelos estudados.

Ao capítulo 4 cabem os resultados dos modelos computacionais e as devidas comparações com os estudos experimentais.

O capítulo 5 expõe as conclusões e as simplificações e limitações do modelo e recomendações para trabalhos futuros focando no aprimoramento dos modelos atuais.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

Neste capítulo será apresentada uma revisão bibliográfica sobre o processo de RSW, parâmetros, eletrodos e tipos de falha que podem ocorrer durante e após o processo de soldagem, qualidade e inspeção da solda, as características do material utilizado, os fenômenos físicos atuantes no processo e os modelos matemáticos.

2.1. Princípio do Processo de Soldagem por Resistência Elétrica

O processo de soldagem por resistência elétrica possui subclassificações de acordo com o método de aplicação da corrente elétrica e o tipo e pressão exercida pelos eletrodos. As mais comuns encontradas na indústria, mostrados na Figura 1, são: soldagem a ponto (Resistance Spot Welding – RSW), soldagem por projeção (Resistance Projection Welding – RPW), soldagem por costura (Resistance Seam Welding - RSEW), soldagem a topo por resistência (Upset Welding – UW). Estes processos são aplicados em fabricações de componente de automóveis, eletroeletrônicos, tubulações, equipamentos ferroviários e esportivos, entre outros. (DIAS, 2011); (RWMA, 2003)

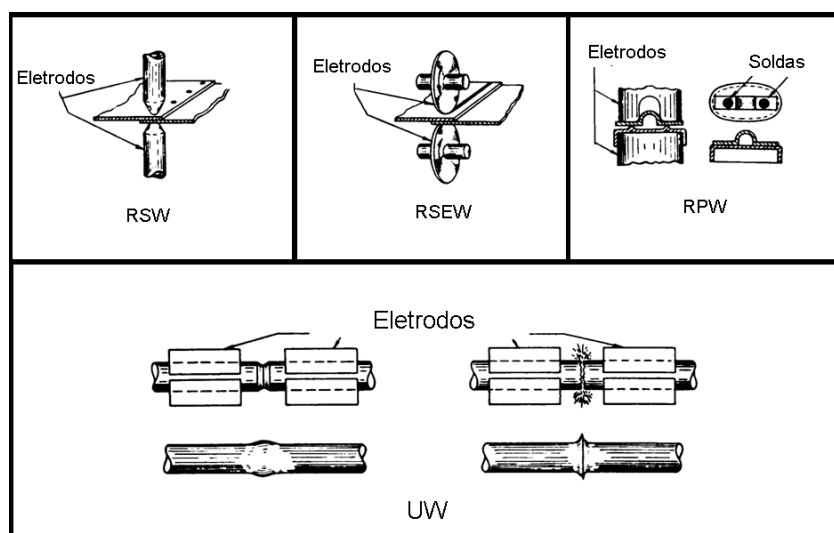


Figura 1: Tipos de Soldagem por Resistência Elétrica mais comum na indústria. (RWMA, 2003)

O processo de soldagem a ponto por resistência elétrica ocorre quando duas chapas metálicas sobrepostas são pressionadas por eletrodos antes, durante e após a aplicação de uma corrente, garantindo assim uma área contato elétrica melhor entre as superfícies das chapas e mantendo o metal fundido na junta. Quando a corrente é ligada, um curto pulso de baixa tensão e alta corrente flui através da região de contato entre as chapas, região que possui maior resistência elétrica, é aquecida por efeito Joule formando uma região fundida de metal, que recebe o nome de lente de solda. A corrente é então desligada e a lente de solda se solidifica, formando uma junção metálica sólida entre as duas chapas. A região por onde flui a corrente de soldagem, o formato e tamanho da lente de solda gerada são determinados pelo tipo de eletrodo e alinhamento dos mesmos. (DIAS, 2011); (ASM HANDBOOK, 1993)

Este processo de soldagem é o mais utilizado na fabricação de automóveis, tendo uma média de 4000 pontos de solda em cada automóvel de passeio. A Figura 2 ilustra a impressão do resultado deste processo. A vantagem do uso desse processo se dá ao seu baixo custo, a alta velocidade de operação, aquecimento localizado, alta confiabilidade, a facilidade de automatização e robotização de todo processo garantindo maior controle de parâmetros, qualidade de união e boa aparência, e ainda podendo ser utilizado para uma grande variedade de materiais, exceto por restrições como dificuldade de manutenção ou reparo, baixa resistência à tração e fadiga, limitação de espessura de chapas, de no máximo 3,2 mm. (ASM HANDBOOK, 1993); (BRANCO, 2004); (DIAS, 2011); (LOPES, 2015)



Figura 2: Impressões de pontos de solda em chapas de aço IF unidas por RSW.(DIAS, 2011)

2.1.1. Parâmetros do Processo de Soldagem

De acordo com Branco (2004), o ciclo do processo de soldagem por resistência está compreendido em seis fases principais. A Figura 3 mostra esquematicamente as fases básicas do processo para geração de uma lente de solda. Sendo F_E a Força que o eletrodo exerce nas placas durante a soldagem, I_S a Corrente elétrica de soldagem e t o tempo de soldagem compreendido da fase 1 a fase 6.

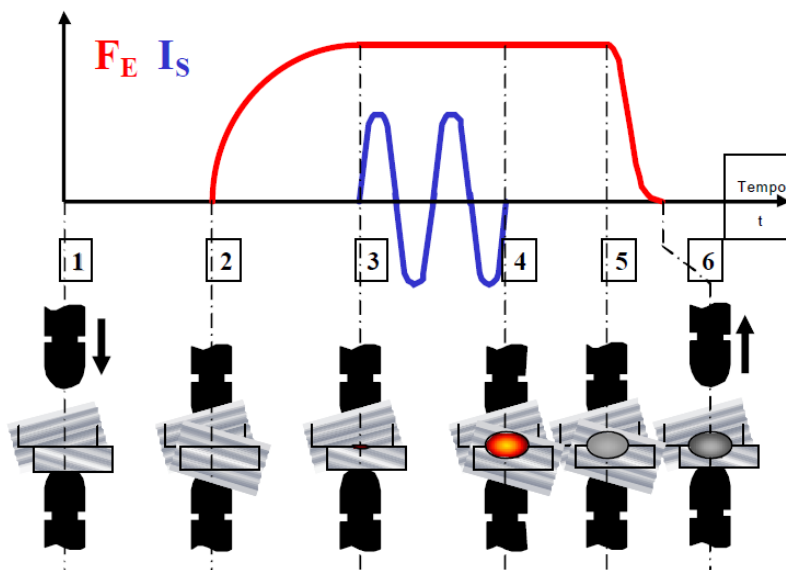


Figura 3: Esquema do ciclo de soldagem de um ponto de solda. (BRANCO, 2004)

Na primeira fase, os eletrodos aproximam-se das chapas para exercer compressão, neste passo é importante verificar o alinhamento dos eletrodos. Na segunda fase, denominada Tempo de Compressão ou Tempo de Pré-pressão, os eletrodos pressionam gradativamente as chapas com até carga especificada, que seja suficiente para promover um bom contato entre elas e garantir que não haja expulsão do material fundido. A terceira fase é denominada tempo de soldagem ou corrente, onde os eletrodos mantêm a pressão especificada e inicia-se o fluxo de corrente dando origem a lente de solda. Na quarta fase é cessada a corrente, contudo os eletrodos permanecem aplicando a carga pré-especificada até que a lente de solda, que se encontra em estado líquido, se solidifique, esta fase é conhecida como Tempo de Retenção. A quinta fase é caracterizada pela descompressão gradativa das chapas e resfriamento da lente de solda. E na sexta fase os eletrodos estão afastados por completo das chapas, sem exercer

pressão sobre elas, permitindo que a lente de solda continue seu resfriamento, este período é denominado de Tempo de Pausa. Finalizada a sexta fase, o ponto de solda, região que compreende a lente de solda e a ZTA, está completamente formada. (BRANCO, 2004); (DIAS, 2011); (LOPES, 2015)

A junta soldada possui característica geométrica própria, conforme mostra Figura 4, que devem ser avaliadas para garantir uma boa qualidade da solda de acordo com especificações em normas ou critérios de projetos. (BRANCO, 2004); (DIAS, 2011); (LOPES, 2015) A Figura 4 mostra ainda, o esquema da macroestrutura, que é dividida em três regiões:

- a. Zona de Fusão – ZF (Fusion Zone - FZ): Também denomina como a região de “Lente da Solda” (Weld Nugget), é caracterizada por grãos colunares.
- b. Zona Termicamente Afetada – ZTA (Heat Affected Zone – HAZ): É uma região da junta soldada onde não ocorre a fusão do metal durante o processo de soldagem. Contudo, ocorrem variações em sua microestrutura que alteram as propriedades mecânicas da solda.
- c. Metal Base – MB (Base Metal – BM): Região que não sofre alterações metalúrgicas durante o processo de soldagem, conservando assim suas principais características mecânicas.

A indentação é a impressão causada pelo eletrodo nas chapas devido à compressão ocorrida no início da fase 2 até o fim da fase 5. (LOPES, 2015); (NASCIMENTO, 2008)

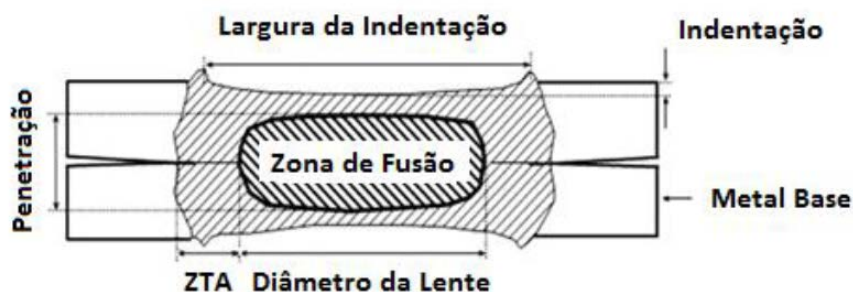


Figura 4: Características da junta de solda RSW. (LOPES, 2015)

Um dos principais critérios para avaliação sobre a qualidade do ponto de solda está relacionado ao tamanho do diâmetro da lente de solda. Segundo Nascimento (2008) e Dias (2011) a norma AWS (1997) confere um critério rígido de qualidade, sendo um diâmetro de lente mínimo de quatro vezes a raiz quadrada da espessura da chapa. Contudo, Rossi (2007) afirma que, para caso onde não haja critérios específicos, pode ser considerado como tamanho aceitável um diâmetro de três a quatro vezes o valor da menor espessura das chapas a serem soldadas.

Com relação à penetração, definida como a espessura na qual a lente de solda penetra nas chapas que estão em contato com os eletrodos, Rossi, (2007) afirma que a profundidade mínima é geralmente aceitável como sendo 20% da espessura da chapa de menor espessura, que é diretamente influenciada pela quantidade de energia térmica. A indentação é causada pela pressão exercida pelos eletrodos, pela dimensão da profundidade, reduzindo a espessura da chapa na região do ponto de solda. A penetração pode ser considerada insuficiente quando a região soldada é inferior a 20% da espessura da chapa mais fina, este tipo de junta é chamado de "solda fria". Isso ocorre por práticas de soldagem inadequadas, resultando numa junta de resistência inferior, que fatalmente falhará nos testes de qualidade. Zhang e Senkara (2006) mostram, através da Figura 5, um exemplo de "solda fria". Em casos extremos não há formação da lente de solda. Entretanto, a profundidade não deve, segundo Rossi (2007), exceder 80% da menor espessura dentre as chapas, o que ocasionaria uma grande indentação e expulsão do material fundido.

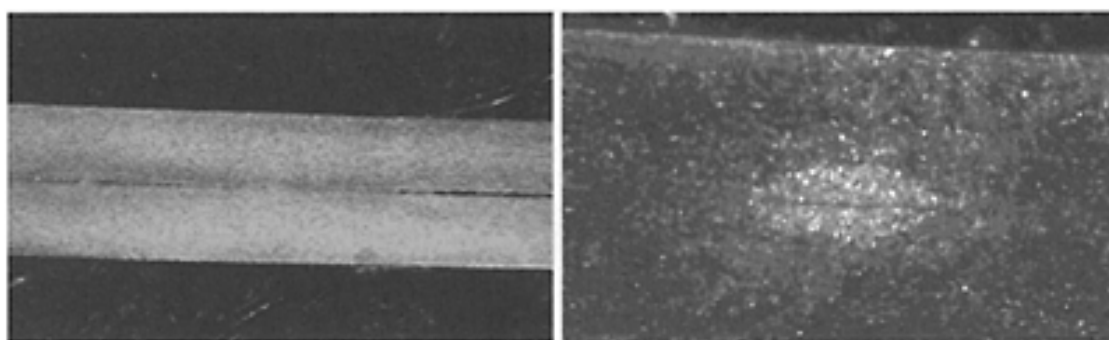


Figura 5: Exemplo de "Solda Fria" em uma imagem por microscópio óptico. (ZHANG; SENKARA, 2006)

Além de requisitos geométricos, é necessária a realização de avaliações de propriedades mecânicas e metalúrgicas. (ZHANG; SENKARA, 2006)

A seguir serão mostrados os parâmetros de soldagem e suas influências no processo de soldagem.

2.1.1.1. Máquinas de Soldagem a ponto por Resistência Elétrica.

A máquina de solda a ponto é o equipamento que realiza a soldagem a ponto por resistência elétrica. A Figura 6 mostra dois exemplos comuns usados na indústria, podendo esta ser fixa ou móvel, em ambos os casos a mesma pode ser operada manualmente ou automatizada por braços robóticos. Embora seus formatos sejam distintos, o funcionamento é semelhante e seus padrões de operação são os mesmos. (BRANCO, 2004)

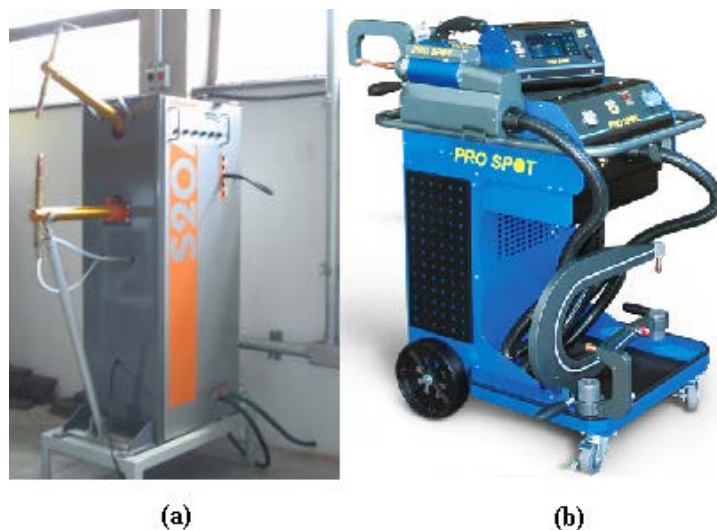


Figura 6: Tipos de máquinas de solda a ponto. (a) Fixa (BRANCO, 2004), (b) Móvel. (PROSPOT, 2017)

2.1.1.2. Tempo de Soldagem

O tempo de soldagem é definido como o tempo necessário para gerar um ponto de solda por completo. Este tempo é medido em quantidade de ciclos (cy), que são calculados conforme determina a norma AWS (1997). O tempo total para executar um ponto de solda é denominado ciclo de soldagem. Um ciclo (cy) representa o inverso do valor de frequência da rede elétrica local. A norma AWS (1997) usa como referência a frequência de 60 Hz. Assim um ciclo (cy) representa 1/60 segundos ou 0,01666667 segundos.

Este é um parâmetro importante, que influencia na aplicação de pressão dos eletrodos, na quantidade acumulada de energia térmica da solda, na taxa de resfriamento da lente de solda, ou seja, é um parâmetro que influi diretamente na qualidade da solda.

Como visto na Figura 3, Branco (2004) divide o processo de soldagem em 6 fases de acordo com a evolução do processo, alguns autores nomeiam estas fases por tempo de execução, que apesar de não haver uma nomenclatura comum, são sinônimas (ROSSI, 2007); (DIAS, 2011); (LOPES, 2015). Nascimento (2008) classifica os tempos minuciosamente em um único esquema, incluindo o tempo de variação da corrente entre seu acionamento até seu desligamento. A Figura 7 mostra uma adaptação da classificação em fases feita por Branco (2004) e a nomenclatura sobre os intervalos de tempo usados por Nascimento (2008), que será utilizada no presente estudo.

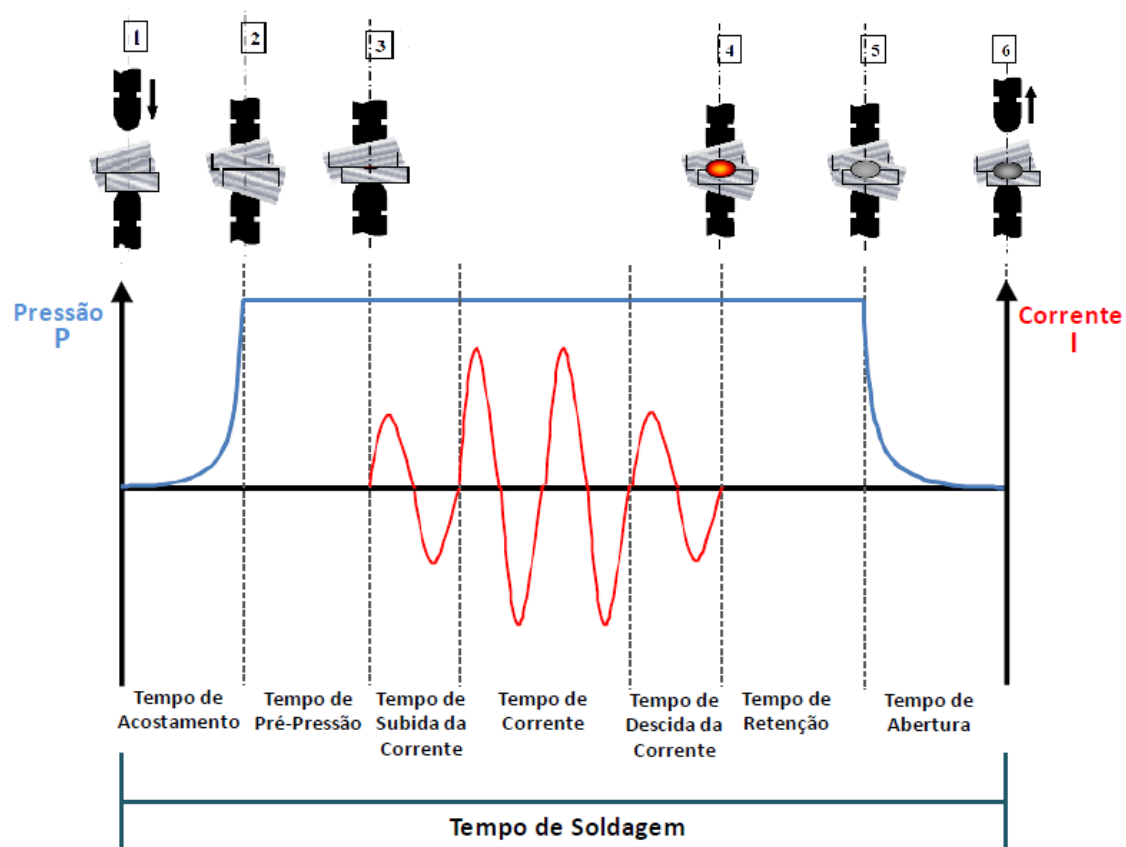


Figura 7: Representação esquemática do ciclo de soldagem de um ponto por RSW.

(NASCIMENTO 2008)

O tempo de acostamento é o período em que os eletrodos levam para se aproximar até encostar-se à chapa metálica, garantindo um contato apropriado para uma efetiva fluidez da corrente elétrica, atingindo a pressão especificada na máquina de solda.

De acordo com Furlanetto (2014), este momento é importante para garantir o alinhamento das chapas e dos eletrodos, que é fundamental para a formação de uma lente de solda de qualidade. A Figura 8 mostra exemplos de alinhamento e desalinhamento de eletrodos. O autor informa ainda que, tanto operações manuais quanto robóticas, não conseguem reprimir a movimentação ortogonal das pinças (Figura 9) durante o tempo de soldagem, ocasionando alterações nos contatos entre as chapas, o que influencia na resistência elétrica estática e dinâmica, na força de expansão térmica e consequentemente nas características físicas e geométricas do ponto de solda.

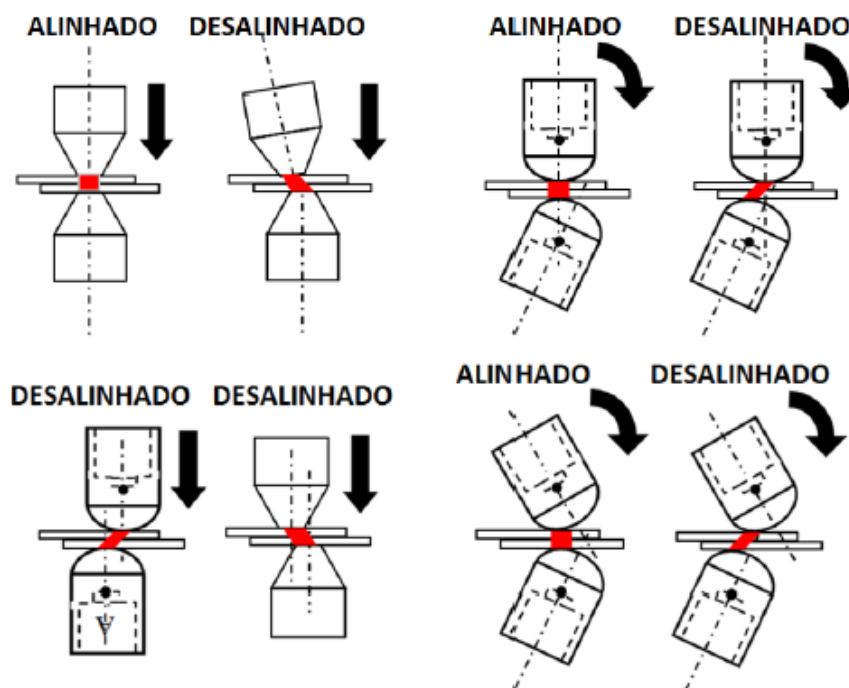


Figura 8: Alinhamentos e desalinhamento de eletrodos. (FURLANETTO, 2014)

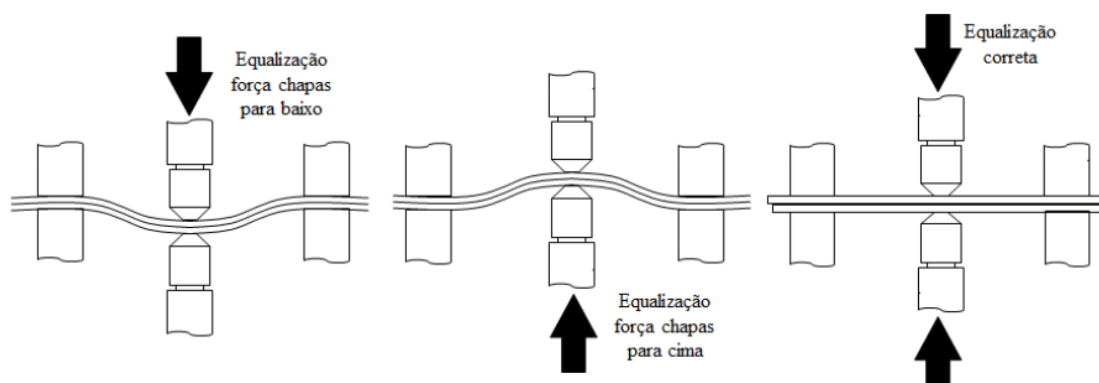


Figura 9: Erros de equalização das pinças de solda. (FURLANETTO, 2014)

É o período em que os eletrodos, já em contato com as chapas e devidamente alinhados, exercem a compressão de forma gradativa até que se atinja o valor da pressão previamente estipulada na configuração da máquina de solda. Esta fase do processo ocorre imediatamente antes de acionar a corrente de soldagem. O tempo de pré-pressão deve se prolongar por tempo suficiente para unir as peças, garantindo um assentamento adequado das mesmas, e permitir a estabilidade da força pré-programada. (DIAS, 2011); (LOPES, 2015); (ZHANG; SENKARA, 2006)

Se o tempo de pré-pressão for insuficiente para estabilizar o valor de compressão programada, as solda não será de boa qualidade. Como consequência,

defeitos podem ocorrer, como por exemplo, expulsão do material fundido na superfície ou entre as chapas, alteração na dimensão do ponto de solda esperada, dissipação da corrente de soldagem gerando arcos ou fagulhas elétricas. (BRANCO, 2004); (ZHANG; SENKARA, 2006)

O tempo de subida de corrente é determinado pelo intervalo de tempo que compreende entre o momento em que a corrente de soldagem é ligada até o momento que ela alcança sua magnitude pré-estabelecida. Durante este período, o consumo de energia é estabelecido gradualmente para o pré-aquecimento do material, já com a pressão nominal estabilizada, ou seja, a pressão programada na máquina de soldagem. (BRANCO, 2004); (NASCIMENTO, 2008) Segundo, Nascimento (2008), tanto o tempo de descida quanto o tempo de subida de corrente, existem somente quando é estabelecida no planejamento do processo de soldagem a utilização das rampas de subida e descida de corrente.

Tempo de corrente é a fase onde a corrente flui através das chapas, ainda comprimidas pelos eletrodos com pressão nominal, com intensidade suficiente para fundir o metal devido o aumento de temperatura causado pelo efeito Joule. (ZHANG; SENKARA, 2006) Este período é muito importante para a formação adequada da lente de solda e das características físicas da junta de solda, conforme mostrado na Figura 4.

O tempo de descida de corrente é compreendido como sendo o intervalo de tempo para utilização da rampa de descida de corrente. Neste período a corrente de soldagem é reduzida gradativamente após o fim do tempo de corrente até que a corrente seja cessada com os eletrodos ainda pressionando as chapas com pressão nominal. (BRANCO, 2004); (NASCIMENTO, 2008)

No chamado tempo de retenção não há corrente de soldagem, porém ainda há compressão dos eletrodos. É neste tempo que o material fundido se solidifica formando o ponto de solda constituído por lente de solda e ZTA, unindo de forma definitiva as duas peças. É um período importante onde são formados os contornos de grãos da junta de solda de acordo com a taxa de resfriamento. A curva de resfriamento da junta soldada é influenciada pela refrigeração principal que é realizada através dos eletrodos além da refrigeração natural do ar, que ocorre neste intervalo de tempo. (BRANCO, 2004); (NASCIMENTO, 2008); (ZHANG; SENKARA, 2006)

A fase final do processo, é denominada tempo de abertura, momento em que o ponto de solda já está formado e gradualmente a compressão dos eletrodos é retirada e eles se afastam completamente das chapas. (BRANCO, 2004); (NASCIMENTO, 2008)

2.1.1.3. Força dos Eletrodos

A força que os eletrodos exercem sobre as chapas possui grande impacto e repercute de maneira direta na formação da lente de solda. Essa força tem como funções principais garantir contato entre chapas, o que altera diretamente as resistências elétrica de contato (R_{ce}) e térmica (R_{ct}), fatores importantes para geração de calor da solda, e garantir que o metal líquido da lente de solda não expelido para fora, superando a força de expansão térmica. (NASCIMENTO, 2008); (ZHANG; SENKARA, 2006); (BATISTA, 2011)

A expansão térmica ocorre devido ao aquecimento gerado por efeito joule, e por consequência, aumentam o volume do metal líquido na lente de solda, esse aumento gera uma pressão interna que dilata as chapas gerando uma força interna no ponto de solda inversa à força aplicada pelos eletrodos (F_{eletrodo}), denominada de força de expansão térmica. A Figura 10 mostra o balanço de forças atuantes no ponto de solda durante sua formação. (ZHANG; SENKARA, 2006)

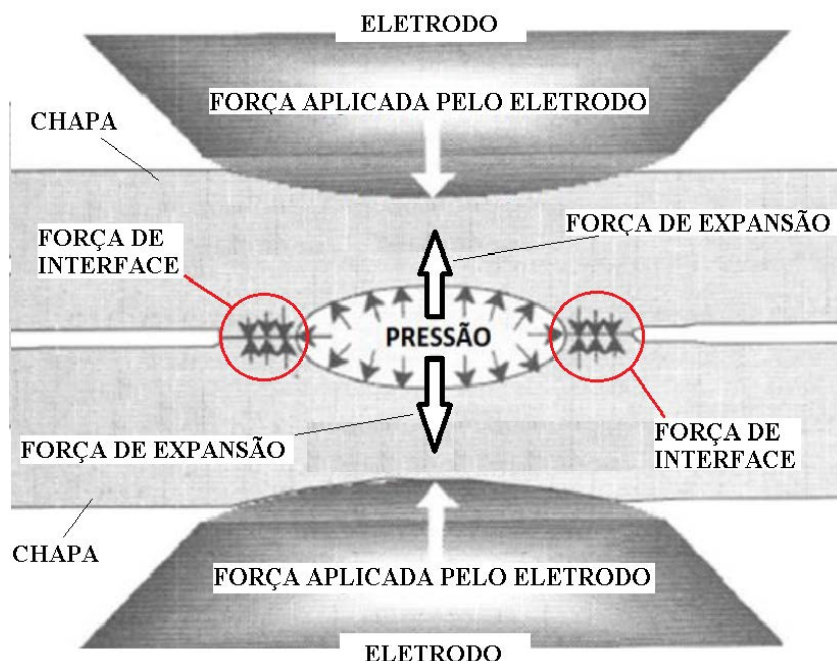


Figura 10: Balanço de forças atuantes no ponto de solda em formação. (ZHANG; SENKARA, 2006 - traduzido)

Para Zhang e Senkara (2006), baseado na análise do balanço de forças atuantes na formação da lente, conforme mostrado na Figura 10, a força de expansão térmica (F_{ex}) pode ser decomposta em três forças: Força de dilatação dos metais sólidos (antes do início da fusão das chapas), força devido ao crescimento de volume do metal líquido e a força de dilatação do metal líquido. Os autores relatam ainda que o módulo da força de dilatação é dependente do tipo de material usado como metal de base, pois seu comportamento é influenciado diretamente pela taxa de expansão volumétrica e pelo estado físico. A Figura 11 mostra a comparação da evolução da taxa de expansão volumétrica de acordo com a temperatura para uma liga de Alumínio (AA5754) e Ferro puro. Analisando a curva verifica-se que, na medida em que a temperatura aumenta a estrutura cristalina do material muda de fase sem que haja mudança de estado físico. Tal mudança gera um aumento da expansão volumétrica. Quando atingida a temperatura de fusão do material, há uma brusca expansão volumétrica. Após todo material se transformar em líquido, a expansão volumétrica da lente aumenta a ponto de gerar uma força de expansão e uma pressão interna com magnitudes suficientes para causar a expulsão do metal líquido caso a força do eletrodo não seja suficiente para manter esse volume líquido confinado.

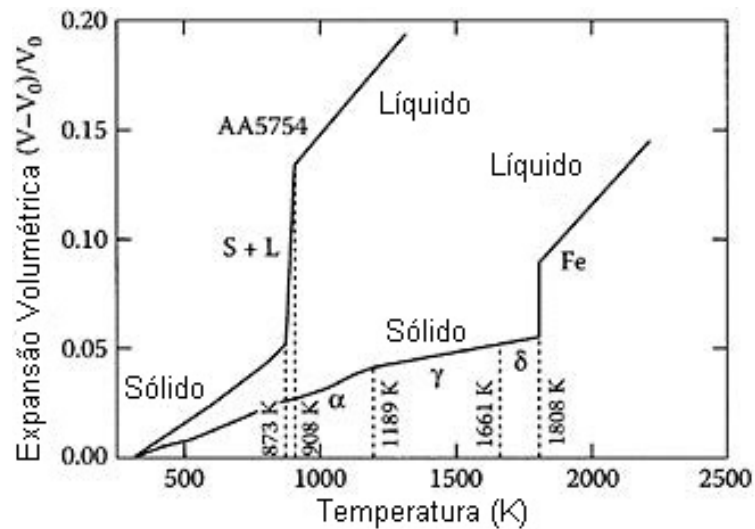


Figura 11: Expansão volumétrica para liga de Alumínio (AA5754) e Ferro puro.

(ZHANG; SENKARA, 2006 - traduzido)

As forças de interface contribuem para manter o metal líquido confinado na lente de solda e garantir que haja resistência de contato térmico e elétrico. Na interface entre chapas cujo metal está em estado sólido, uma região anelar é soldada por difusão. Garantindo que não haja separação das chapas no momento do processo de soldagem. A Figura 12 mostra o comportamento da força de interface quando há um desalinhamento " d " dos eletrodos. (ZHANG; SENKARA, 2006); (BATISTA, 2011)

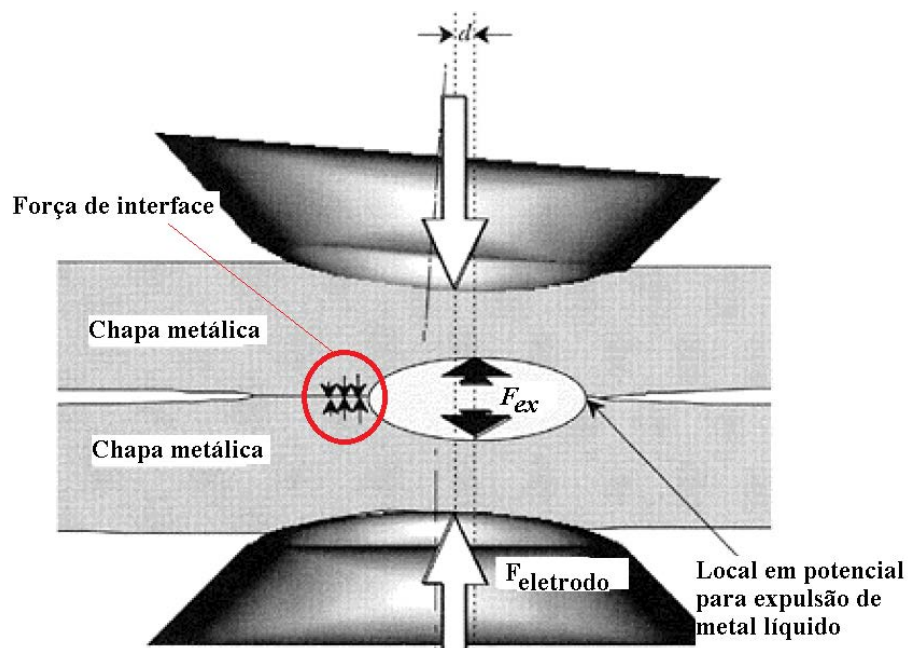


Figura 12: Balanço de forças atuantes no ponto de solda em formação com eletrodos desalinhados. (ZHANG; SENKARA, 2006 - traduzido)

A Figura 13 mostra a distribuição de tensão em situações onde há alinhamento e desalinhamento em chapas com diferentes espessuras.

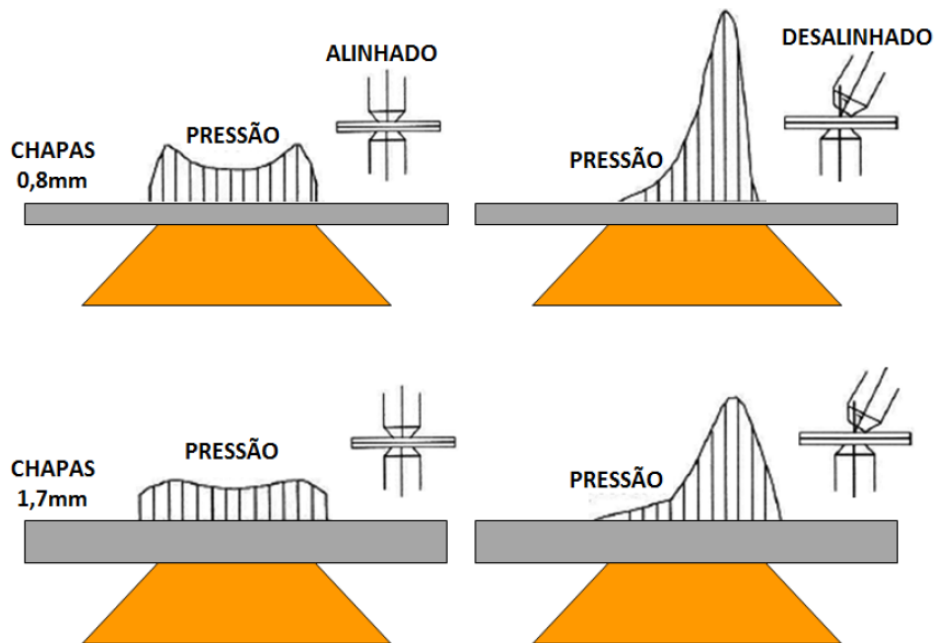


Figura 13: Distribuição da pressão no contato interface entre as chapas.
(FURLANETTO, 2014)

Quando a força exercida pelo eletrodo é maior que a força de expansão térmica, o metal líquido não é expulso do ponto de solda, entretanto se a força de expansão for igual ou maior que a força aplicada pelo eletrodo, ocorrerá o vazamento do metal líquido e consequentemente a redução de volume de metal fundido, aumento da profundidade da indentação e a redução da resistência mecânica da solda. (ZHANG; SENKARA, 2006)

2.1.1.4. Corrente de Soldagem

Para uma corrente de soldagem efetiva no processo RSW, sua magnitude deve ser alta, podendo alcançar valores de 15 kA, a fim de desenvolver uma quantidade de calor adequada o suficiente para formar a lente de solda. A quantidade da corrente que flui pelas interfaces de contato entre chapas gerando calor é diretamente proporcional ao diâmetro nominal da capa do eletrodo, esse fenômeno é denominado "Densidade de Corrente (J)", cuja definição pode ser expressa como sendo a quantidade de corrente

que atravessa uma determinada superfície (A/mm^2). Com isso pode-se concluir para um diâmetro de eletrodo pequeno a densidade da corrente será maior que a densidade para um eletrodo com diâmetro grande. E quanto maior a densidade de corrente, maior será a quantidade de calor gerada. (NASCIMENTO, 2008); (ZHANG; SENKARA, 2006)

Branco (2004) e Nascimento (2008) afirmam que a densidade corrente possui um limite inferior e um limite superior. Quando o limite inferior não for detectado, não haverá quantidade de calor suficiente para ocorrer à fusão do metal de base. Contudo, quando a densidade de corrente exceder o limite superior, os eletrodos penetrarão mais na peça, aumentando a profundidade de indentação, reduzindo a resistência mecânica da solda e diminuindo a vida útil dos eletrodos. Em seus estudos, Nascimento (2008) indica o uso da Equação 1, deduzida empiricamente, para determinar o limite máximo para densidade de corrente (J) medida em (A/mm^2), valor imediatamente anterior àquela que promoveria a expulsão do metal líquido da lente de solda. Sendo possível após calcular o limite superior de densidade de corrente, estimar a corrente máxima para um diâmetro da lente de solda esperado. Ou ainda, a partir da corrente requerida, estimar o diâmetro mínimo da lente.

$$J = 192 + 480 \cdot e^{-t1} \quad (1)$$

Onde: $t1$ é a menor espessura em mm de chapa a ser soldada.

Segundo Branco (2004), a corrente de soldagem é o parâmetro mais importante para geração de calor, pois tem influência quadrática, como mostra a Equação 2 que governa a geração de calor em regime transiente. Entretanto, os fatores como resistência elétrica e o tempo em que a corrente flui através das chapas também possui sua importância.

$$Q = K \int_0^t R(t) I^2 dt \quad (2)$$

Onde: Q representa a geração de calor medida em Joules

$R(t)$ é a resistência total do circuito em Ohms

I é a corrente de soldagem em Amperes

t é o tempo de corrente em segundos

K é o fator de dissipação de calor

As fabricantes de máquinas de solda Unitek (2006) e Miller (2012) informam em seus manuais que para uma análise preliminar da quantidade de calor gerada no tempo de corrente, é possível utilizar uma potência constante em regime transiente desde que se utilize de um fator de dissipação "K". Batista (2011), mostra em seu estudo que normas, classificadoras e associações consideram que haja uma de perda de calor em torno de 23,895 % do calor gerado. A Figura 14 mostra o balanço de energia térmica do processo de soldagem.

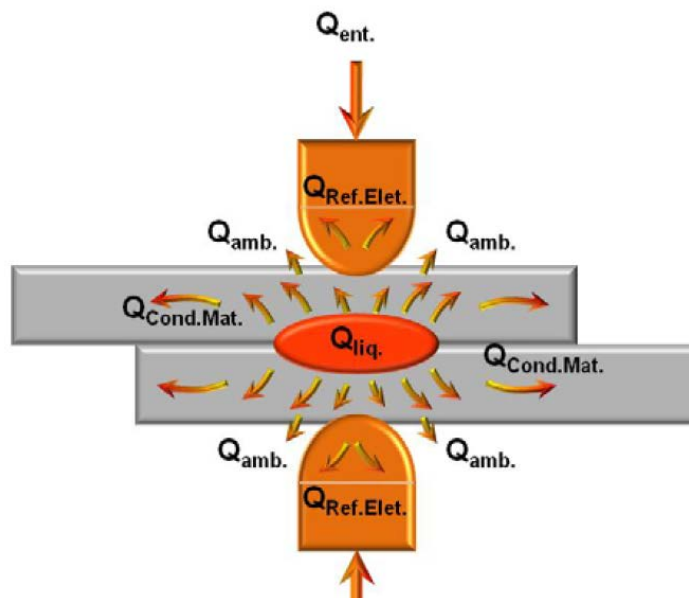


Figura 14: Balanço de energia térmica do processo RSW. (NASCIMENTO, 2008)

De uma forma mais explícita, Nascimento (2008) define matematicamente o balanço de energia térmica do processo de soldagem pode ser conforme Equação 3.

$$Q_{liq} = Q_{ent.} - Q_{perdas} \quad (3)$$

Com $Q_{ent.}$ definido pela lei de Joule segundo Equação 4.

$$Q_{ent.} = I^2 \cdot R(t) \cdot t \quad (4)$$

Sendo Q_{perdas} definido pela Equação 5, que é uma forma explícita da variável fator de dissipação "K" da Equação 2.

$$Q_{perdas} = Q_{amb.} + Q_{Cond.Mat.} + Q_{Resf.Elet.} \quad (5)$$

Onde:

Q_{liq} é o calor líquido ou de geração do processo RSW medido em Joules.

$Q_{ent.}$ é a quantidade de calor inserido no sistema, medido em Joules.

Q_{perdas} é o somatório das dissipações de calor, medidos em Joules.

$Q_{amb.}$ é a perda de calor para o ambiente, medidos em Joules.

$Q_{Con.Mat.}$ é a perda de calor devido a condutividade das chapas, medidas em Joules.

$Q_{Resf.Elet.}$ é a perda de calor devido à condutividade e resfriamento do eletrodo, medidos em Joules.

No processo de geração de calor, parte do calor gerado é consumida na criação da lente de solda e parte dele é dissipada por convecção, através do líquido refrigerante no interior do eletrodo e do ar, por condução por meio do contato dos eletrodos e do próprio metal de base e uma ínfima parte por radiação. (BATISTA, 2011); (GOVIK, 2009) Contudo, a norma AWS (1997), destaca que a quantidade de calor dissipado, em geral, é desconhecida e que a corrente de soldagem é constante para todo o circuito da máquina de solda, entretanto a geração de calor será diretamente proporcional à resistência elétrica local. A Figura 15 descreve as temperaturas típicas em que cada região atinge para formação da lente de solda para aços.

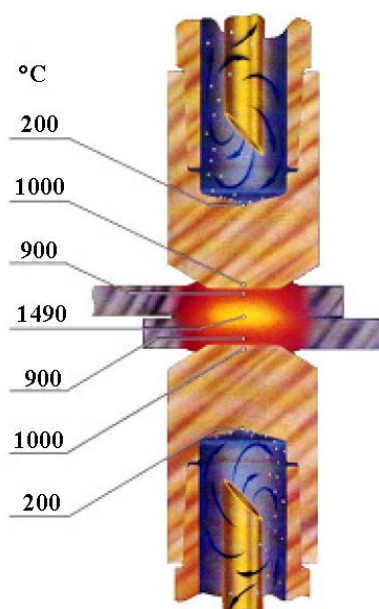


Figura 15: Valores típicos de temperatura para soldas RSW. (BATISTA, 2011)

A Figura 16 mostra a distribuição de temperatura para uma solda RSW com chapas metálicas. Vale destacar que os pontos 2, 4 e 6 da Figura 16 apresentam maior resistência elétrica do processo e que, nestes pontos a temperatura é superior aos demais, conforme mostrado na Figura 15.

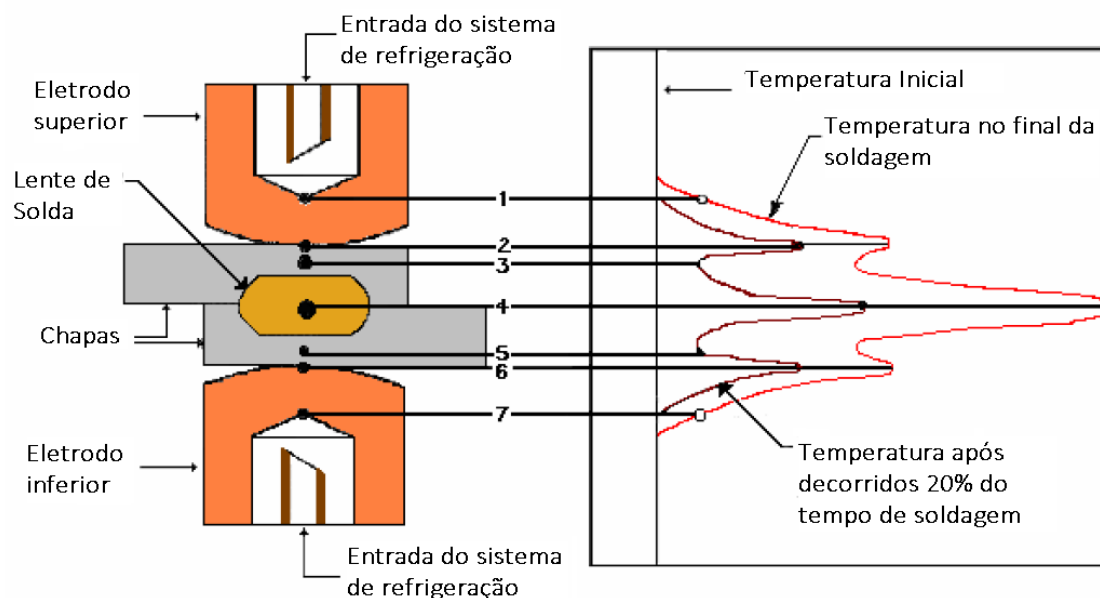


Figura 16: Distribuição de temperatura durante o processo de soldagem. (AURES, 2006)

Além da força de eletrodos, conforme já explicitado anteriormente, Lopes (2015) e Batista (2011) ressaltam que existem outros aspectos e elementos que constituem o processo de soldagem RSW e que alteram as condições de geração de calor, como:

- Condições de superfície das chapas e eletrodos como rugosidade e impurezas influenciam na resistência elétrica e condução térmica.
- Composição química das chapas e seus revestimentos, propriedades físicas do material, como condutividade térmica, resistividade elétrica e calor específico e latente determinam a quantidade de calor requerido para fundição do metal.

Conforme menciona a norma AWS (1997), a corrente de soldagem utilizada para o processo pode ser contínua (CC) ou alternada (CA), conforme mostra Figura 17.

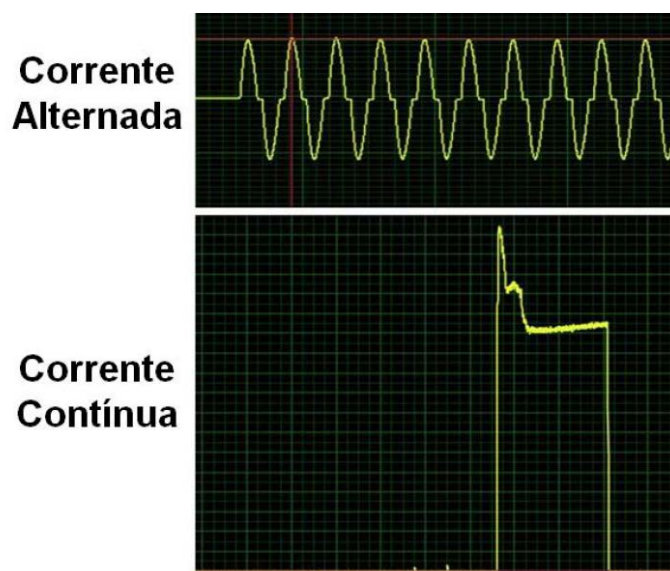


Figura 17: Perfis de corrente gerada por corrente contínua e alternada.
(NASCIMENTO, 2008)

Segundo Intermachiney (2003), com a evolução dos equipamentos elétricos e com a robotização das operações em fábricas, houve uma evolução natural desses equipamentos de acordo com as necessidades da indústria. Assim, sistemas integrados de controle transformador-retificador foram desenvolvidos. Este sistema permite a execução de soldas com corrente CC, sem as flutuações da corrente CA. Dessa forma a CC representa uma alternativa econômica em relação aos tradicionais sistemas de CA.

Zhang e Senkara (2006), como forma de simplificação, consideram a CC como um valor constante, desconsiderando a variação inicial do pico de corrente. Já para a CA, uma aproximação senoidal é indicada, como ratificam esta afirmação os autores Vural (2013) e Chertov (2003).

A rampa de subida de corrente é uma técnica que consiste em aumentar gradativamente a magnitude da corrente até que se alcance o valor da corrente de soldagem programada, como o objetivo de gerar um pré-aquecimento das peças a serem fundidas e evitar o superaquecimento e, conseqüentemente a expulsão do metal no início da soldagem, por causa de picos de corrente elétrica ao acionar a energia, como exemplificado na Figura 17. (BRANCO, 2004); (NASCIMENTO, 2008)

A rampa de descida de corrente, em geral, é empregada para controlar a taxa de resfriamento na região da lente de solda, que tem impacto direto na solidificação do

metal, o que influencia na formação da estrutura cristalina da lente e da ZTA. Assim esta técnica consiste em reduzir gradativamente o valor da corrente de soldagem até que seja zerado. (BRANCO, 2004); (NASCIMENTO, 2008). A Figura 18 mostra um exemplo das rampas de subida e descida de corrente.

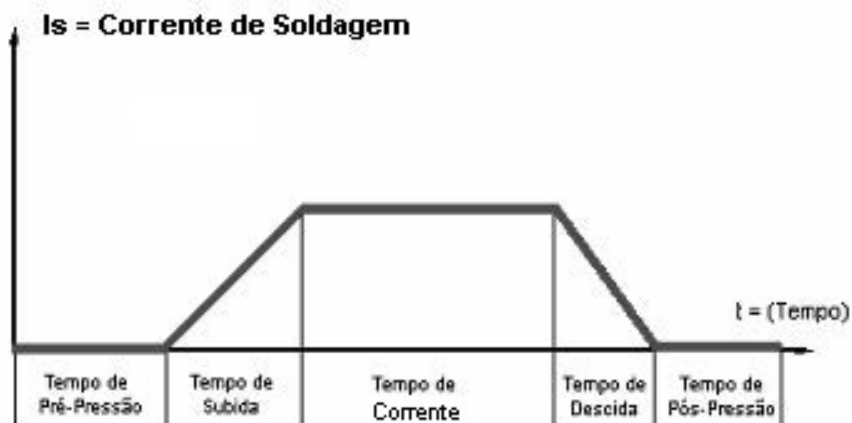


Figura 18: Rampas de subida e descida de corrente. (BRANCO, 2004 - Modificado)

2.1.1.5. Resistência Elétrica

A corrente é fornecida pela rede de elétrica que alimenta o circuito primário do transformador, que então passa pelo circuito secundário, que apresenta uma série de resistências elétricas, conforme mostrado na Figura 19, até a interface entre as chapas metálicas cuja resistência é a maior do circuito, representada pelo maior "R". Garantido que o calor gerado no contato entre chapas seja maior do que em outros pontos do circuito secundário. (BRANCO, 2004)

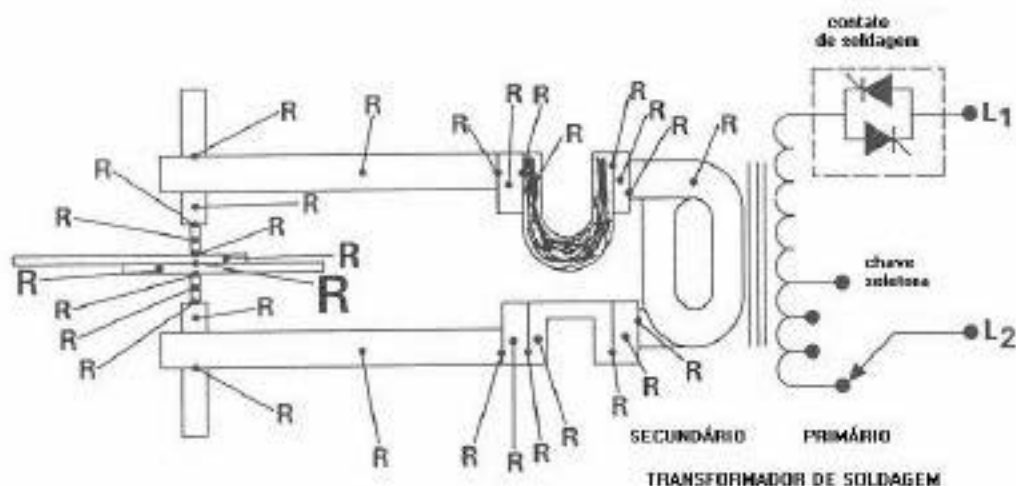


Figura 19: Esquema de resistências elétricas típico de um circuito secundário de uma máquina de solda RSW. (BRANCO, 2004)

Em sua maioria, os autores focam seus estudos apenas nas resistências elétricas que são relevantes para a formação da lente de solda, relacionadas aos eletrodos, chapas e suas interfaces de contato, conforme mostra a Figura 20. Como exemplo de autores que deram a devida relevância ao estudo sobre as resistências elétricas, pode ser citado os autores: Aures (2006), Branco (2004), Dias (2011), Lopes (2015), Nascimento (2008), Vural (2013), Zhang e Senkara (2006).

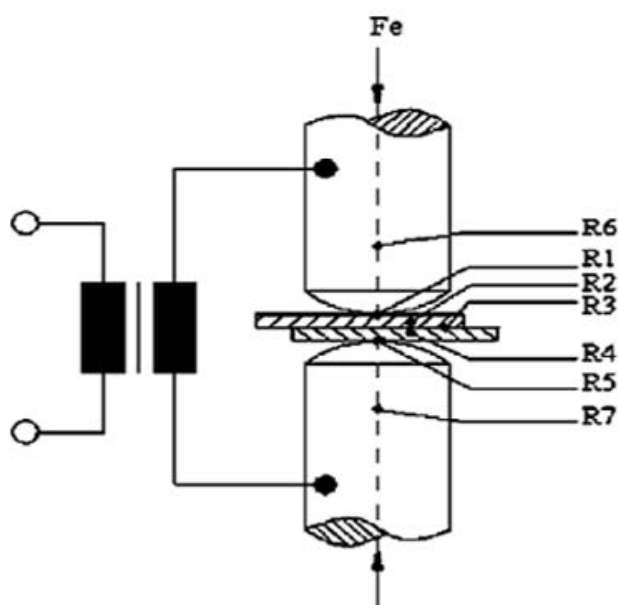


Figura 20: Resistências elétricas relevantes para formação do ponto de solda. (VURAL, 2013)

A resistência elétrica total do circuito que faz parte da equação de calor mostrada na Equação 2 pode ser subdividida em duas etapas, uma estática e outra dinâmica, pois a resistência elétrica varia com o aumento da temperatura.

Conforme mostrado na Figura 20, a resistência total é o somatório das resistências de cada componente presente entre os eletrodos, onde R1 e R5 são as resistências de contato entre eletrodos e chapas, R2 e R4 são as resistências dos materiais das chapas, R3 a resistência de contato entre chapas, R6 e R7 são as resistências dos materiais dos eletrodos. (FURLANETTO, 2014)

Zhang e Senkara (2006) definem a Resistência Elétrica Total Estática como aquela inicial do processo, em temperatura ambiente, onde ainda não há acionamento da corrente de soldagem, onde há apenas a compressão dos eletrodos. Pode ser configurada como a soma das resistências elétricas de materiais, de contato e de revestimento.

Esta resistência depende da compressão feita pelos eletrodos nas chapas, do diâmetro do eletrodo, do tipo de revestimento (caso exista) nas chapas e das condições das superfícies que estão em contato. A Figura 21 mostra a importância do tratamento superficial das áreas em contato relacionando o valor da resistência elétrica com o tipo à condição superficial. (NASCIMENTO, 2008); (FURLANETTO, 2014)

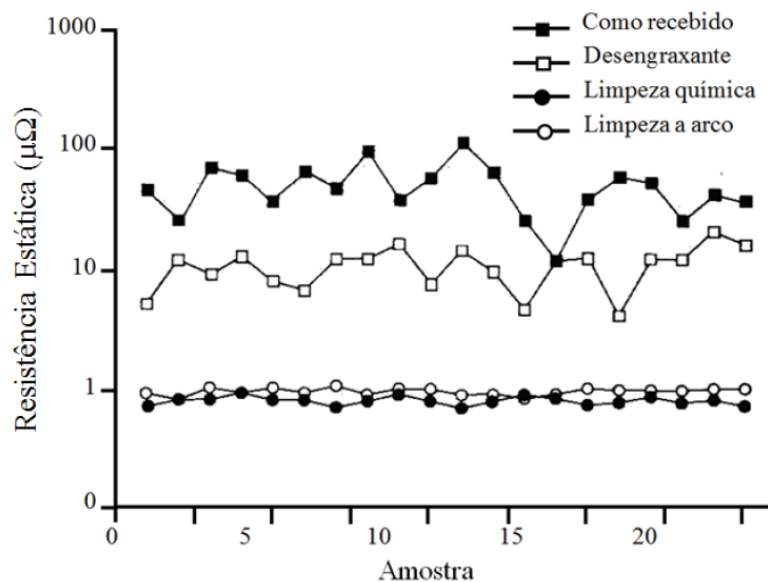


Figura 21: Resistências elétricas para condições de superfícies diferentes. (ZHANG; SENKARA, 2006 - traduzido)

- Resistência elétrica própria dos materiais:

As resistências dos materiais podem ser descritas conforme a lei de Ohm mostrada na Equação 6. (FURLANETTO, 2014)

$$R_{material} = \rho \frac{L}{A} \quad (6)$$

Onde:

$R_{material}$ é a resistência elétrica do material [Ω]

ρ é o coeficiente de resistividade do material da chapa a 25 °C [$\Omega.m$]

L é a espessura da chapa [m]

A é a área de contato entre a chapa e o eletrodo [m^2]

- Resistência elétrica de revestimentos:

Segundo Govik (2009), é impossível mensurar experimentalmente a variação da resistência elétrica nas interfaces, onde apenas é possível medir um valor médio. Zhang e Senkara (2006) afirmam que a resistividade na região de interface varia com a pressão e a dimensão da área de contato. E que o revestimento das chapas influencia de forma insignificante para a resistência total. Inclusive para, Nascimento (2008), a equação que rege a resistência elétrica para revestimentos ou impurezas pode ser calculada pela Equação 7.

$$R_{pel} = \frac{\rho_l \cdot \xi \cdot H}{F} \quad (7)$$

Onde:

R_{pel} é a resistência do revestimento.

ρ_l é a resistividade do revestimento ou da película contaminante.

ξ é o fator de pressão.(0,2 para superfície elástica, 1,0 para superfície plástica e 0,7 uma aproximação razoável).

H é a dureza do material em [RHB].

F é a força compressiva aplicada pelos eletrodos [N].

- Resistência elétrica de contato:

Em suas pesquisas bibliográficas Furlanetto (2014) e Zhang e Senkara (2006) mostram a Equação de Greenwood que calcula a resistência de contato estática, onde é

vinculada com a resistividade das duas chapas como pode ser verificado na Equação 8. E ressaltam que a magnitude da força aplicada, altera o valor da resistência de contato, e essa dependência é não linear, conforme pode ser observada pela Figura 22.

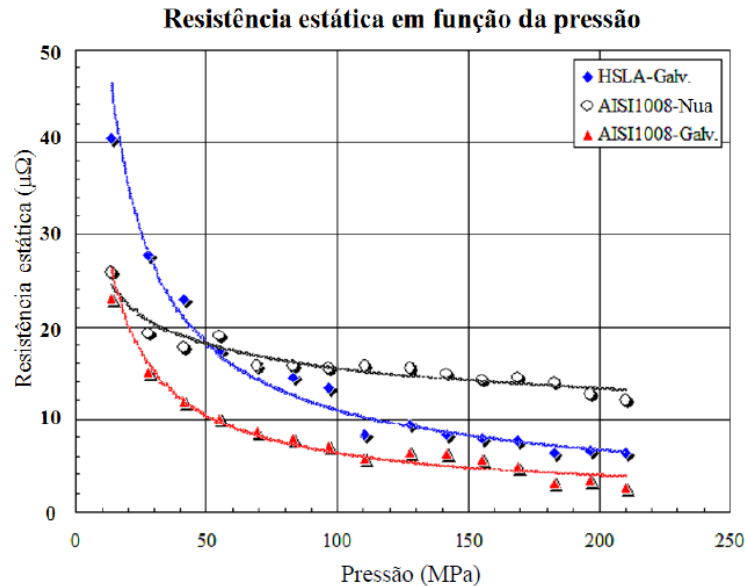


Figura 22: Resistências elétricas versus compressão dos eletrodos. (FURLANETTO, 2014)

$$R_{contato} = (\rho_1 + \rho_2) \left(\frac{1}{4 \cdot \eta \cdot a} + \frac{3\pi}{32 \cdot \eta \cdot l} \right) \quad (8)$$

Onde:

$R_{contato}$ é resistência elétrica de contato [Ω]

ρ_1 e ρ_2 são as resistividades dos materiais 1 e 2, respectivamente [$\Omega \cdot m$].

η é o número de contatos das asperezas do material por unidade de área [m^{-2}].

a é o raio médio dos contatos [m].

l é a distância entre os centros dos contatos [m].

A Resistência Elétrica Total Dinâmica é o somatório das resistências elétricas relevantes, conforme mostrado na Figura 20, cujas resistências variam de acordo com o aumento da temperatura e com a força de compressão dos eletrodos constante. (ZHANG; SENKARA, 2006)

- Resistividade elétrica própria dos materiais:

Para calcular a resistência elétrica dinâmica dos materiais, Furlanetto (2014) sugere que seja substituído o valor de ρ para cada mudança de temperatura. Hallyday *et al.* (2006) indica o uso da Equação geral que governa a variação da resistividade do material com o aumento da temperatura, descrita na Equação 9.

$$\rho_i = \rho_0[1 + \alpha(T_i - T_0)] \quad (9)$$

Onde:

ρ_i é a resistividade do material para a temperatura T_i [$\Omega \cdot m$].

ρ_0 é a resistividade do material em temperatura ambiente [$\Omega \cdot m$].

α é o coeficiente de temperatura para a resistividade do material. [$^{\circ}C^{-1}$ ou K^{-1}].

T_i é a temperatura num instante do processo de solda. [$^{\circ}C$ ou K].

T_0 é a temperatura ambiente. [$^{\circ}C$ ou K].

A Figura 23 mostra a evolução das resistividades elétricas do aço, do alumínio puro e do cobre.

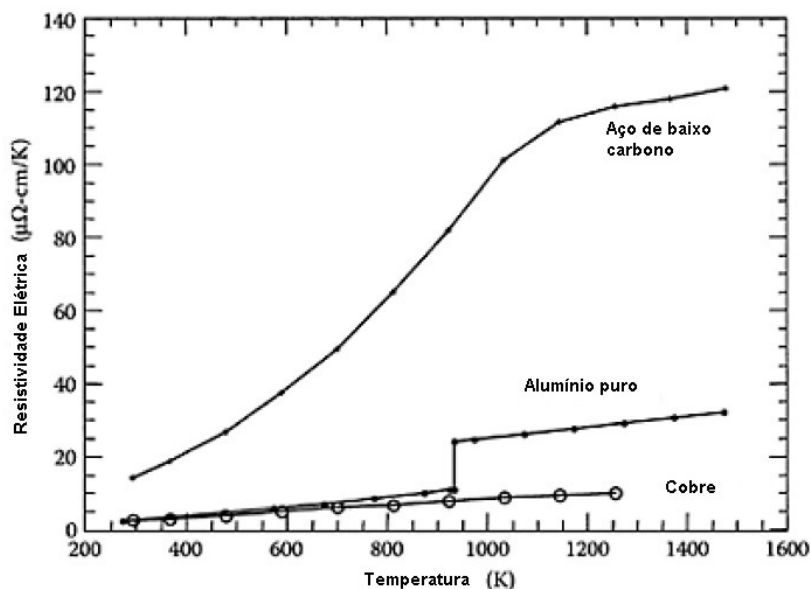


Figura 23: Evolução da resistividade elétrica do aço de baixo carbono, do alumínio puro e do cobre com o aumento de temperatura. (ZHANG; SENKARA, 2006)

- Resistência elétrica de contato:

Em seus estudos bibliográficos, Batista (2011), indica para o cálculo de resistência de contato a fórmula de Brandi, mostrada na Equação 10, que a vincula com a pressão do eletrodo. Com a ressalva que a fórmula pode ser aplicada com razoável precisão para metais ferrosos e pressões de onde de 0,3 a 0,8 do limite de escoamento do material. Para pressões que excedam o limite de escoamento do material, esta fórmula não é válida, pois a condutividade evolui de forma linear com a pressão, o que não condiz com a realidade.

$$R_{contato} = \frac{0,85 \cdot \rho \cdot \sqrt{Y}}{\sqrt{\pi \cdot n \cdot C_p}} \quad (10)$$

Onde:

$R_{contato}$ é a resistência de contato [Ω]

ρ - resistividade elétrica do material a 25 °C [$\Omega \cdot m$]

Y é o limite de escoamento do metal [N/m^2]

C_p é a porcentagem da área metálica em contato.

n é o número de pontos de aspereza em contato [m^2].

Pela mesma abordagem Nascimento (2008), indica para esta mesma resistência à Equação 11, cuja restrição para uso seria ter a superfície limpa, livre de contaminantes.

$$R_{contato} = \frac{0,89 \cdot \rho \cdot \sqrt{\xi \cdot H}}{\sqrt{n \cdot F}} \quad (11)$$

Onde:

$R_{contato}$ é a resistência de contato [Ω]

ρ é a resistividade elétrica do contato [$\Omega \cdot m$]

ξ é fator de pressão (0,2 para superfícies consideravelmente elástica, 1 para totalmente plástica e 0,7 uma aproximação razoável);

F é a força compressiva [N]

H é dureza do material em [RHB]

n é o número de pontos de contato

Zhang e Senkara (2006) sugerem, de acordo com suas pesquisas bibliográficas, que a resistividade no contato possa ser calculada pelo modelo proposto por Wanhein e Bay, que leva em conta a deformação plástica das asperezas para determinar o real contato entre superfícies rugosas, como descreve a Equação 12, que é um dos métodos utilizados pelo programa comercial SORPAS. (ZHANG, 2003)

$$\rho_{contato} = 3 \left(\frac{\sigma_{soft}}{\sigma_n} \right) \left(\frac{\rho_1 + \rho_2}{2} \right) + \rho_{contaminantes} \quad (12)$$

Onde:

σ_{soft} é a tensão de escoamento [Pa].

σ_n é a pressão normal interface de contato [Pa].

ρ_1 e ρ_2 são as resistividades dos materiais 1 e 2, respectivamente [$\Omega \cdot m$].

$\rho_{contaminantes}$ é a resistividade de resíduos contaminantes presentes na superfície de contato e/ou revestimentos [$\Omega \cdot m$].

Substituindo $\rho_{contato}$ na Equação 6 obtém-se a resistência de contato. A Figura 24 mostra o decaimento da resistência de contato com aumento da força de compressão para uma chapa de aço. (ZHANG; SENKARA, 2006)

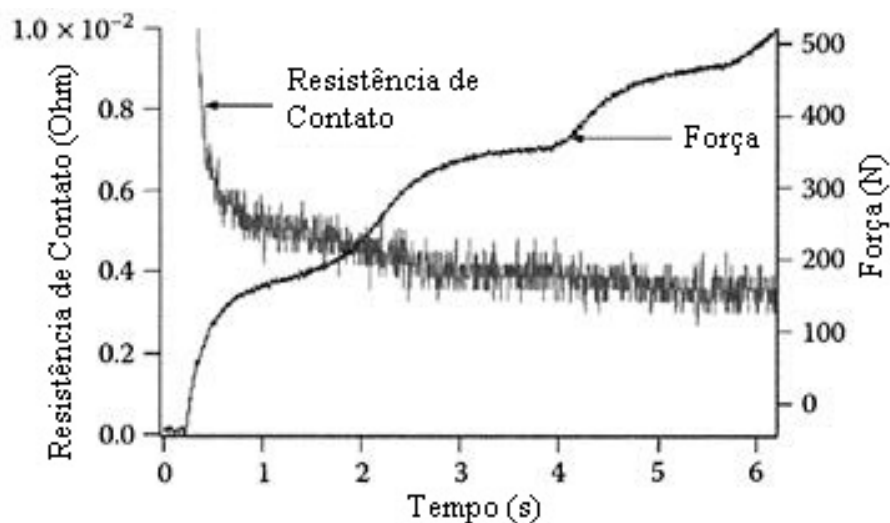


Figura 24: Resistências de contato versus compressão dos eletrodos. (ZHANG; SENKARA, 2006-traduzida)

Furlanetto (2014) e Wei (2011) sugerem para o cálculo, cuja variação das resistências elétricas de contato em função da temperatura, seja regida pela Equação 13. Este modelo de resistência elétrica de contato possui boa precisão, segundo eles, contudo a obtenção dos parâmetros da fórmula é de difícil acesso.

$$R_c = \left(\frac{R_1}{\sigma}\right)\sqrt{nH_v} + R_2 \frac{s \cdot n \cdot H_v}{\sigma_f}; R_1 \equiv \frac{1}{2 \cdot \tilde{R}_0 \tilde{\sigma}_{liq}} \sqrt{\frac{n \tilde{H}_{v0}}{W}}; R_2 \equiv \frac{r_0 \cdot \tilde{H}_{v0}}{W \cdot \tilde{R}_0 \cdot \tilde{\sigma}_{liq}} \quad (13)$$

Onde:

$\sigma = \tilde{\sigma} / \tilde{\sigma}_{liq}$ é a condutividade adimensional.

$\tilde{\sigma}_{liq}$ é a condutividade elétricas nas partes.

$\sigma_f \equiv \frac{\tilde{\sigma}_f}{\tilde{\sigma}_{liq}}$ é a condutividade elétrica adimensional superficial.

n é o número de contato de asperezas por unidade de área.

$H_v \equiv \frac{\tilde{H}_v}{\tilde{H}_{v0}}$ é a dureza superficial Vickers.

\tilde{H}_{v0} é a dureza superficial Vickers inicial.

s é a espessura da rugosidade superficial.

\tilde{R}_0 é a resistência elétrica de contato na superfície de interface em T_0 .

r_0 é o raio do eletrodo.

W é força de compressão do eletrodo.

Chertov (2003), em sua obra calcula a resistência de contato por uma aproximação linear em função da temperatura inicial até a temperatura de fusão do material cujo valor da resistência se iguala a zero, conforme mostra Equação 14.

$$R_{contato} = R_0 \frac{(T_M - T)}{(T_M - T_0)} \quad (14)$$

Onde:

R_0 é a resistência de contato estático em temperatura T_0 ,

T_0 é a temperatura ambiente

T_M é a temperatura de fusão do material

T é a temperatura num instante de tempo

A Figura 25 mostra a curva típica de variação da resistência elétrica dinâmica em função do tempo, relacionando o desenvolvimento da lente de solda e dividida em etapas.

- Etapa I: Os eletrodos aplicam a compressão sobre as chapas metálicas, garantindo o contato entre elas. Neste momento, a resistência estática atua sobre o processo, é devido a fatores como asperezas das superfícies em contato, camada de revestimento ou película contaminante de óleo, sujeira ou oxidação no início do processo seu valor é alto. Este fato que é ratificado pelos autores da Figura 21 onde é mostrado que as condições superficiais das peças em contato influencia diretamente na resistência elétrica, enquanto que nas Figura 22 e Figura 24, mostram a redução da resistência elétrica à medida que a força de compressão dos eletrodos aumenta, independentemente do tipo de material. Com o aumento gradativo da força aplicada pelos eletrodos e acionamento da corrente de soldagem, a topografia das superfícies se altera, reduzindo a rugosidade, e aumentando a área de contato da interface entre chapas, consequência da redução das asperezas da superfície e da resistência elétrica total. (BATISTA, 2011); (NASCIMENTO, 2008); (FURLANETTO, 2014)

- Etapa II: Com o aumento da temperatura e a crescente área de contato entre as chapas, a resistência de contato é reduzida, contudo a resistência do material aumenta devido ao crescimento da resistividade do material ocasionada pela elevação de temperatura, até que esta resistência seja maior do que a de contato, elevando a resistência total. O ponto α indica o momento em a magnitude da resistência do material ultrapassa a resistência de contato. (BATISTA, 2011); (NASCIMENTO, 2008); (FURLANETTO, 2014)

- Etapa III: Sob a imperativa influência da resistência do material a resistência total continua a aumentar, juntamente com a temperatura, até que se inicia o coalescimento no contato chapa-chapa, pela primeira fusão da lente de solda, que é representado pelo ponto de inflexão da curva (IC). (BATISTA, 2011); (NASCIMENTO, 2008); (FURLANETTO, 2014)

- Etapa IV: O ponto de inflexão da curva tem como característica mecânica a redução da dureza das chapas metálicas de forma que a compressão dos eletrodos é

suficiente para iniciar o colapso da superfície da interface entre chapas e eletrodos iniciando a indentação. Com o passar do tempo, o aumento da região fundida entre as chapas reduz a resistência elétrica de contato, facilitando o fluxo da corrente, causando uma diminuição da resistência elétrica total. A temperatura é estabilizada em um valor próximo da temperatura de fusão do material, cessando o aumento da resistividade do mesmo. O pico da curva, ponto β , indica o início do crescimento da lente. (BATISTA, 2011); (NASCIMENTO, 2008); (FURLANETTO, 2014)

- Etapa V: Após iniciado a indentação, há um aumento do contato dos eletrodos com as chapas, isso reduz a resistência elétrica total, ao passo que a resistência de contato neste momento, é eliminada à medida que a lente cresce. A descida da curva nesta etapa ocorre até o tamanho final do ponto de solda como a descompressão dos eletrodos. A curva possui um comportamento quase linear da resistência dinâmica, entretanto caso a energia seja demasiadamente grande, pode ocorrer fragilização da junta soldada por expulsão do metal fundido, representada pela queda abrupta da curva, ou pelo excesso de profundidade da indentação. (BATISTA, 2011); (NASCIMENTO, 2008); (FURLANETTO, 2014)

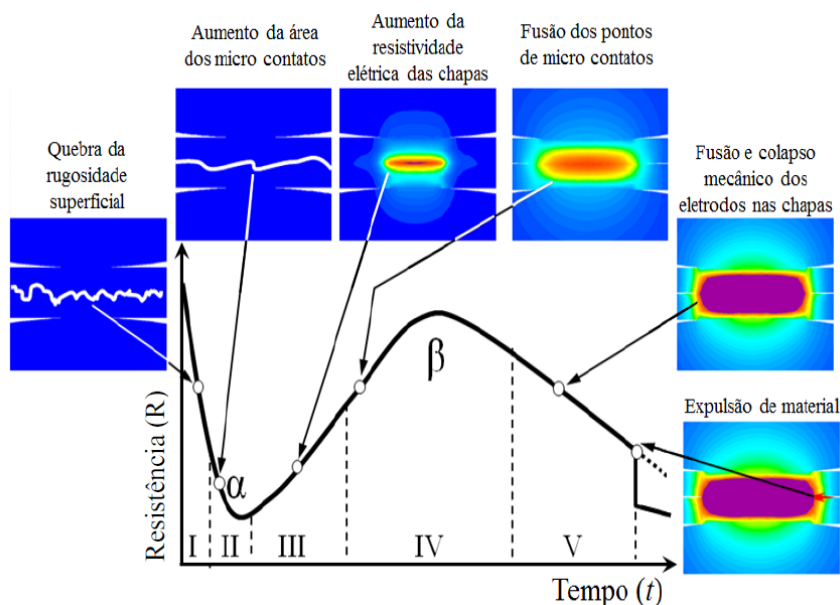


Figura 25: Influência da resistência dinâmica com a formação do ponto de solda.

(FURLANETTO, 2014)

A título de informação, existem ainda formulações para a resistência elétrica paralela, que ocorre quando são realizadas soldas em sequências de um ou mais pontos que influenciam no comportamento da resistência, chamado de "Efeito Shunt", mostrado na Figura 26. O equacionamento deste problema é bem explicado por Furlanetto (2014), entretanto não será apresentado no presente trabalho por não ser foco de estudo.

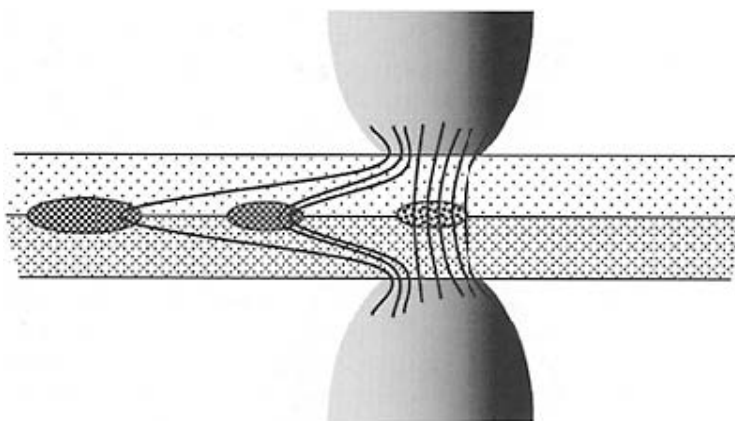


Figura 26: Efeito Shunt. (ZHANG; SENKARA, 2006)

2.1.2. Eletrodos

As capas dos eletrodos tem papel fundamental no processo de soldagem. A qualidade da solda está diretamente ligada ao estado geral da capa, sobretudo da superfície em contato com as peças a serem soldadas. O material das capas precisa ter grande condutibilidade térmica e elétrica, e baixa resistência elétrica de contato em comparação ao metal das peças, prevenindo assim, aquecimentos exagerados e acúmulo de liga de cobre na interface entre chapas e eletrodos. E ainda, demandam alta resistência mecânica capaz de suportar as elevadas compressões e temperaturas do processo, transmitindo a força de soldagem às chapas sem que se deforme, e também dissipar o calor gerado pelo efeito Joule sem que haja deposição de seu material nas chapas pelo resfriamento interno do eletrodo. (INTERMACHINEY, 2003)

As capas dos eletrodos fabricados por liga à base de cobre estão classificados conforme a *Resistance Welder Manufacturers Association* (RWMA, 2003) em 3 classes:

Classe 1: É composta de materiais não tratáveis termicamente e endurecidos por trabalho a frio, o que não afeta as altas condutibilidades térmica e elétrica. (RWMA, 2003)

Classe 2: É composta por materiais com propriedades mecânicas mais altas e condutibilidades elétrica e térmica mais baixa em relação aos eletrodos da Classe 1. As propriedades mecânicas e físicas requeridas são conseguidas por tratamento térmico ou por uma combinação de tratamento térmico e trabalho a frio. Os eletrodos da Classe 2 são os mais utilizados na soldagem por resistência a ponto ou por costura. É adequado para a uma ampla faixa condições de operações e de tipos de metais, tais como aços laminados a frio e a quente, aços inoxidáveis, aços galvanizados, latão e bronze de baixa condutividade. (RWMA, 2003)

Classe 20: É composta por materiais com capacidade de resistir a altas taxas de temperatura e pressão quando comparado com os materiais das Classes 1 e 2. São fabricados utilizando cobre e material refratário. Utilizados para soldagem de aços com revestimento metálico, aços doces, e de baixo carbono. (RWMA, 2003)

A Tabela 1 mostra as características dos materiais de fabricação dos eletrodos à base de cobre, conforme a classificação da RWMA (2003).

Tabela 1: Característica dos eletrodos à base de cobre segundo RWMA (2003).

| Classe RWMA | Descrição | Condutividade de (I.A.C.S.) | Dureza (HB) | Mecanismo Endurecimento |
|---------------------------------|--|-----------------------------|-------------|-------------------------|
| RWMA 1 (Classe 1) | Cobre – Zircônio CuZr (0,15% Zr) | 90 % | 70 HB | Precipitação |
| RWMA 2 (Classe 2) | Cobre – Cromo CuCr (1% Cr) | 85 % | 83 HB | Precipitação |
| RWMA 2 (Classe 2) | Cobre Cromo Zircônio CuCrZr (1% Cr 0,25% Zr) | 85 % | 83 HB | Precipitação |
| RWMA 20 (Classe 20) Al-60 | Cobre Resistente por Dispersão CuAl ₂ O ₃ (1,1% Al ₂ O ₃) | 85 % | 75 HB | Dispersão |

Os eletrodos Cu/Cr (cerca de 1% Cr) e Cu/Cr/Zr (cerca de 1% Cr; 0,25% Zr) são formados por ligas endurecidas por precipitação. Estas ligas adquirem tais propriedades através da adição de elementos de liga em solução que é envelhecida em certas condições de tempo e temperatura, promovendo a formação de finos precipitados. A exposição a altas temperaturas por períodos maiores de tempo permite que os

precipitados cresçam, reduzindo a resistência devido ao superenvelhecimento. As temperaturas atingidas durante a soldagem são suficientes para destruir a estrutura dos precipitados. (INTERMACHINEY, 2003)

Segundo Yueng (1999), as temperaturas típicas da análise de capas de eletrodos durante o processo de soldagem, indicaram que a temperatura na face do eletrodo varia entre 700 e 900 °C. Contudo, esses valores podem mudar de acordo com parâmetros de soldagem e dimensões das peças e eletrodos e seus materiais, com explicam Zhang e Senkara (2006).

2.1.2.1. Geometria

A geometria do eletrodo se difere de acordo com a aplicação e dimensão da junta requerida. A densidade da corrente é definida pelo formato do eletrodo. (NASCIMENTO, 2008) Em pesquisas documentais, Batista (2011), relata que a escolha do eletrodo depende do tipo de pinça, posicionamento do ponto, espessura e revestimento das peças, força e corrente de soldagem e ângulo de ataque. Em geral, as fabricantes fornecem modelos padronizados seguindo as recomendações de RMWA (2003). A Figura 27 mostra as geometrias mais utilizadas.

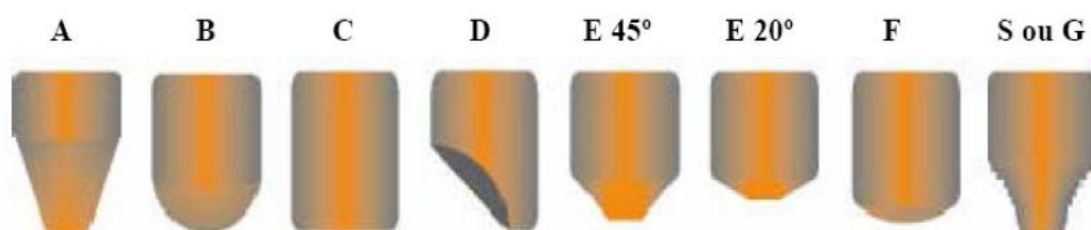


Figura 27: Resistências de contato versus compressão dos eletrodos. (BATISTA, 2011)

2.1.2.2. Refrigeração

A refrigeração do eletrodo é vital para a qualidade do ponto de solda, que dissipa parte do calor gerado pelo efeito Joule, e também tem a função de estabilizar a temperatura no eletrodo, garantindo assim uma maior vida útil para a capa do eletrodo. A vida útil do eletrodo é definida pelo número de pontos soldados com qualidade, ou

seja, dentro de uma tolerância pré-estabelecida por normas ou critérios próprios de estudos. Quanto maior a temperatura no eletrodo significa que a taxa de transferência de calor de seu material para o fluido é menor, o que afeta os atributos e propriedades da junta e do próprio eletrodo. (BRANCO, 2004); (DIAS, 2011); (NASCIMENTO, 2008)

Durante a operação de soldagem, a temperatura próxima ao eletrodo pode chegar a 900 °C, dependendo das espessuras das chapas, da geometria e do material, e de condições de operações. A refrigeração do eletrodo é tão importante que é objeto de estudos experimentais e computacionais por diversos autores como Aures (2006), Carvalho *et al.* (2009), Carvalho *et al.* (2010), Costa *et al.* (2013), Hirsch e Leibovitz (1996), Molenda *et al.* (2010), Rao *et al.* (2009) e Yeung e Kornton (1999), cujo foco de análise é a distribuição de temperatura ao longo do eletrodo e a eficiência da troca de calor por convecção realizada pelo líquido refrigerante, além de análises sobre condições de escoamento, influência da refrigeração na vida útil do eletrodo e na formação microestrutural da solda e surgimento de contaminantes na superfície da face do eletrodo. A Figura 28 mostra um esquema sobre os componentes típicos do sistema de refrigeração do eletrodo.

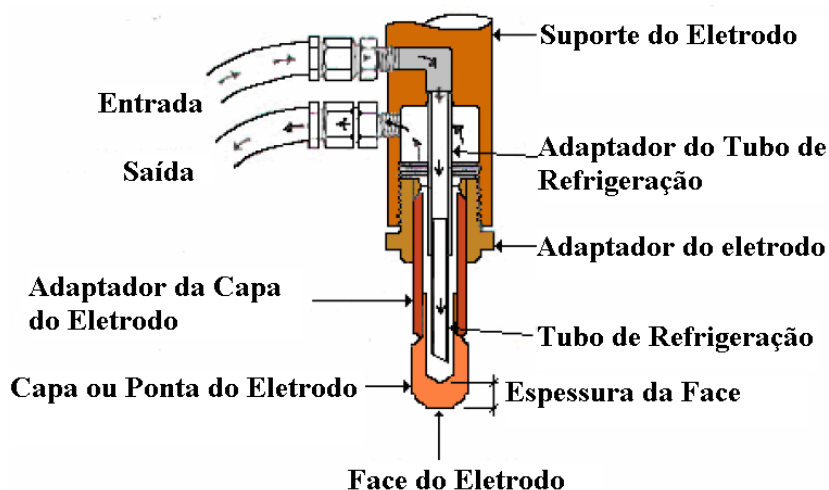


Figura 28: Sistema de refrigeração de eletrodo. (INTERMACHINEY, 2003)

A norma AWS (1997) especifica a temperatura do líquido refrigerante em 20°C com tolerância de ± 5 °C e vazão volumétrica com tolerância de $\pm 5\%$ conforme Tabela 2. Assim como, define as dimensões do tubo de refrigeração, que precisa ter sua ponta chanfrada a 45 graus em relação a horizontal, recomendando que os diâmetros externos e internos sejam de 4,6 mm e 3,8 mm, respectivamente, para eletrodos do tipo

1, 2 e 3 e diâmetros externos e internos de 6,4 mm e 4,8 mm para os tipos 4 e 5. A posição do bocal de saída do tubo de refrigeração deve estar em contato com a face de trás do eletrodo conforme mostrado na Figura 29. (AWS, 1997) O tipo de eletrodo, produzido conforme a RWMA (2003) grupo A Classe2 CuCr, pode ser verificado, segundo sua dimensão e especificação pela Tabela 3. (AWS, 1997)

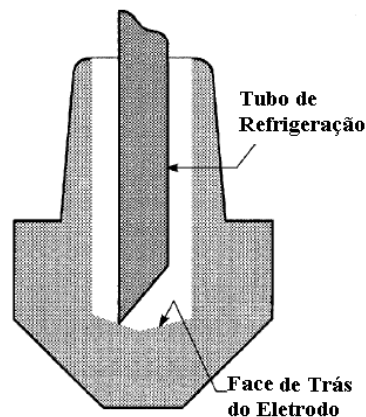


Figura 29: Posição do tubo de resfriamento. (AWS, 1997)

Tabela 2: Parâmetros de soldagem segundo AWS (1997).

| Espessura da chapa (mm) | Eletrodo | | | | Tempo de Corrente (cy) | Tempo de Retenção (cy) | Tempo de Abertura (cy) | Taxa de Soldagem (solda/min.) |
|-------------------------|----------|-----------------------|------------|-----------------------|------------------------|------------------------|------------------------|-------------------------------|
| | Tipo n° | Diâmetro da Face (mm) | Força (kN) | Refrigeração (L/min.) | | | | |
| 0,60-0,69 | 1 | 4,5 | 1,6 | 4,0 | 10 | 5 | 90 | 25 |
| 0,70-0,79 | 2 | 5,0 | 2,0 | 4,0 | 11 | 5 | 90 | 25 |
| 0,80-0,89 | 2 | 5,0 | 2,2 | 4,0 | 12 | 5 | 90 | 25 |
| 0,90-1,09 | 3 | 6,0 | 2,8 | 4,0 | 13 | 5 | 90 | 20 |
| 1,10-1,29 | 3 | 6,0 | 3,1 | 4,0 | 14 | 5 | 90 | 20 |
| 1,30-1,49 | 4 | 7,0 | 3,8 | 6,0 | 16 | 10 | 90 | 15 |
| 1,50-1,69 | 4 | 7,0 | 4,2 | 6,0 | 18 | 10 | 90 | 15 |
| 1,70-1,89 | 5 | 8,0 | 5,0 | 6,0 | 20 | 10 | 90 | 15 |
| 1,90-2,09 | 5 | 8,0 | 5,5 | 6,0 | 22 | 10 | 90 | 15 |
| 2,10-2,49 | 6 | 9,0 | 6,4 | 6,0 | 15-1-15* | 10 | 90 | 15 |
| 2,50-3,00 | 6 | 9,0 | 7,0 | 6,0 | 20-1-20* | 10 | 90 | 15 |

Nota: * Dois pulsos de corrente com 1 ciclo entre os pulsos.

Entretanto, Branco (2004) ressalta que é necessário que o furo do tubo de refrigeração seja cortado na diagonal com corte entre 6 mm e 8 mm. O tubo não deve ter contato com a capa do eletrodo e recomenda que não estejam afastados mais que 12

mm, e sua posição tem que está entre 3 mm a 5 mm de distância da face de trás do eletrodo. Já para Batista (2011), essa posição dever ser de 4,5 mm a 6 mm de distância. A Figura 30 mostra o diagrama do eletrodo para solda por resistência elétrica referente ao uso da Tabela 3.

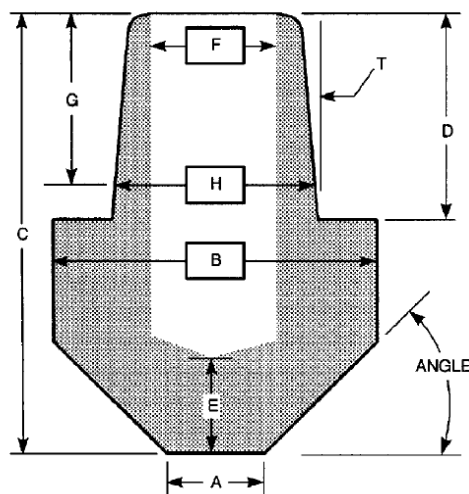


Figura 30: Diagrama do eletrodo para RSW. (AWS, 1997)

Tabela 3: Dimensão e especificação de eletrodos segundo AWS (1997).

| Figura 30 | Tipo de Eletrodo | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | Tol. |
|-----------|----------------------------|-------|-------|-------|------------|------------|--------|------------------|
| | Diâmetro Nominal | 4,5 | 5,0 | 6,0 | 7,0 | 8,0 | 9,0 | $\pm 0,1$ |
| A | Diâmetro da Face | 4,4 | 4,9 | 5,9 | 6,9 | 7,9 | 8,9 | $\pm 0,1$ |
| B | Diâmetro do Corpo | 15,9 | 15,9 | 15,9 | 19,0 | 19,0 | 22,0 | $\pm 0,1$ |
| C | Comprimento | 29,0 | 29,0 | 29,0 | 32,0 | 32,0 | 32,0 | $\pm 0,2$ |
| D | Comprimento de Haste | 12,7 | 12,7 | 12,7 | 15,9 | 15,9 | 15,9 | $\pm 0,2$ |
| E | Espessura da Face | 9,7 | 9,7 | 9,7 | 9,7 | 9,7 | 9,7 | $\pm 0,5$ |
| F | Diâmetro do Furo | 8,1 | 8,1 | 8,1 | 9,7 | 9,7 | 12,7 | $\pm 0,3$ |
| G | Ponta de Fixação (RMWA) | 9,9 | 9,9 | 9,9 | 12,7 | 12,7 | 12,7 | $\pm 0,1$ |
| H | Diâmetro de Fixação (RMWA) | 10,54 | 10,54 | 10,54 | 12,72 5 | 12,72 5 | 12,725 | $\pm 0,01$ |
| T | Ângulo de Fixação | 1,43° | 1,43° | 1,43° | 1,43° | 1,43° | 1,43° | $\pm 0,05^\circ$ |
| Angle | Ângulo de Bisel | 45° | 45° | 45° | 45° | 45° | 45° | $\pm 1^\circ$ |

2.1.2.3. Fatores de Desgaste.

O desgaste dos eletrodos é caracterizado pela mudança de seus atributos físicos e químicos originais, o que é natural do processo quando se realiza muitos pontos de solda. (BRANCO, 2004) Contudo, existem fatores que atenuam ou aceleram este desgaste, como os parâmetros de soldagem e carga elétrica, vazão da refrigeração, o tempo do processo de soldagem, cuja variação de temperatura é sensível aos mesmos, e a força de aperto que são exemplos de fatores com relação direta à configuração da máquina de solda e que podem ser controlados. (BRANCO, 2004 e DIAS, 2011 e LOPES, 2015 e FURLANETTO, 2014). Já para propriedades físicas e metalúrgicas das chapas, bem como seu revestimento, contaminantes superficiais, não há como obter tanta precisão em como afetará a vida útil do eletrodo, mas ainda sim é possível entender a relação do desgaste por estes aspectos. (NASCIMENTO, 2008 e ZHANG; SENKARA, 2006)

Para não deixar que os problemas provenientes do desgaste do eletrodo afetem a qualidade da solda, existem alguns procedimentos que devem ser executados, dentre eles pode-se destacar: a troca do eletrodo, operar com rampas e pulsos de correntes para suprir o aumento do diâmetro e contaminação da face do eletrodo e a fresagem dos eletrodos. (BRANCO, 2004)

Um procedimento adotado para minimizar a degradação dos eletrodos e a redução da eficiência da solda é a fresagem dos eletrodos. Isto garante que a face de contato com as chapas permaneça próximo ao tamanho pré-estabelecido, uma vez que essa área de contato tende a aumentar com a quantidade de soldas realizadas. O acréscimo no diâmetro o eletrodo, reduz a resistência elétrica entre as chapas e por consequência reduzindo a geração de calor, aumentando o diâmetro da lente e reduzindo a penetração. (FURLANETTO, 2014)

É de uso frequente na indústria a união de chapas com revestimentos, a concentração de temperatura na interface chapa/eletrodo propicia a formação de uma camada do revestimento por difusão na face do eletrodo. Para chapas galvanizadas essa camada é formada por latão, conforme mostra a Figura 31, que possui resistência maior que do cobre dos eletrodos, aumentando ainda mais o calor na região. O superaquecimento altera a metalurgia do eletrodo, recozendo o cobre, e ainda unir o

eletrodo a chapa. E quanto maior o aquecimento, maior será a taxa de deformação do eletrodo ocasionado um aumento da superfície de contato com a peça. (BRANCO, 2004 e DIAS, 2011)

Como medida contra o superaquecimento, o acionamento da corrente de solda na forma de pulsos, onde há uma interrupção do fluxo da corrente de soldagem e reaplica-se um ou mais vezes, sem descomprimir as chapas nestes intervalos de aplicação. O primeiro pulso de corrente de soldagem pode ser selecionado de tal forma a fornecer calor suficiente para fundir o zinco, sem criar uma quantidade excessiva de óxido. Após um curto intervalo de resfriamento, o próximo pulso será suficiente para efetuar uma solda satisfatória, aço / aço. O resultado é uma boa solda e uma vida útil longa do eletrodo. A expulsão de metal da região da solda pode ser reduzida a zero com a utilização da soldagem pulsada. (BRANCO, 2004 e INTERMACHINEY, 2003)

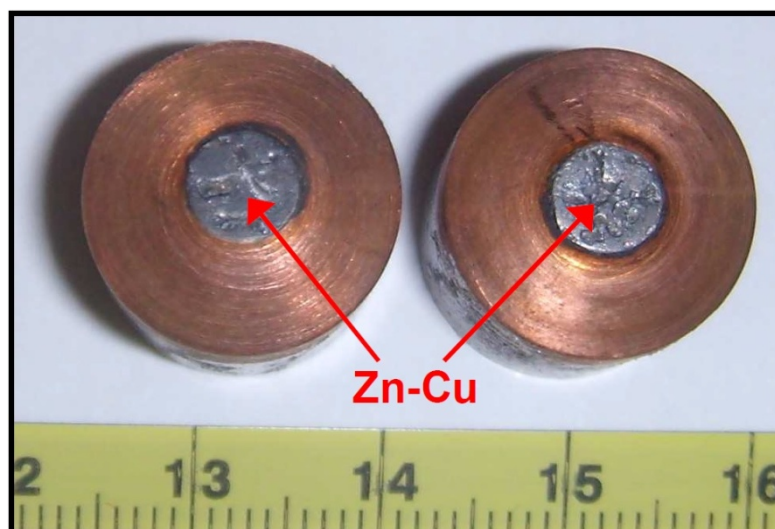


Figura 31: Formação de latão nas faces de eletrodos utilizados para soldar chapas galvanizadas. (DIAS, 2011)

2.1.3. Metalurgia no processo

Como visto no item 2.1.1, a junta soldada é constituída pelo metal de base, pela ZTA e pela lente. E cada uma dessas regiões possui uma microestrutura que depende da composição química do metal, da temperatura alcançada no processo, das dimensões e geometrias das chapas e dos eletrodos. Das três regiões, apenas o metal de base não

sofre alteração microestrutural pelo processo de solda, mantendo a estrutura original do aço. Enquanto que a ZTA e a lente de solda sofrem alterações típicas quando o aço é submetido à fusão e a resfriamento, tais mudanças de fase são ferrita- α e martensita. O volume de martensita elevado entre o metal de base e a ZTA, que caracteriza a linha limítrofe entre essas regiões, é consequência de uma alta taxa de resfriamento do ponto de solda. (ZHANG; SENKARA, 2006)

A Figura 32 apresenta a relação aproximada entre a formação microestrutural da junta de solda com o diagrama de mudança de fase do aço de baixo carbono e com o a distribuição de temperatura na região. No gráfico de distribuição de temperatura, as linhas verticais que cruzam a curva de temperatura indicam a região do ponto de solda. E as linhas horizontais que se prolongam até o diagrama de fases do aço, indicam as respectivas fases do material. (ZHANG; SENKARA, 2006)

Pode-se identificar que a estrutura cristalina do núcleo da lente é típica de aços que sofreram fusão e solidificaram com temperatura acima do ponto de liquefação. Perto deste local, há a formações de grãos colunares, que foram parcialmente fundidos, região que compreende a temperatura entre fase líquida e sólida. Além dessa região, não houve fusão nas demais, todavia não significa que a estrutura cristalina não tenha sido alterada. (ZHANG; SENKARA, 2006)

A faixa de temperatura no diagrama de fase Fe-C é grande, para uma estreita região de solda, o que resulta numa alta taxa de resfriamento. É possível perceber que o gradiente de temperatura na lente de solda não é grande, já na ZTA há um aumento radical desse gradiente. (ZHANG; SENKARA, 2006)

Próxima à zona parcialmente fundida, existe uma região crítica mostrada na figura que foi superaquecida evidenciando o crescimento do grão. O pico de temperatura dessa área ultrapassou o limite de crescimento do grão. Esta região é considerada crítica devido a sua fragilidade, por perda de ductilidade, e apresentar fraturas intergranular quando expostos a cargas de impacto. A fragilização é principalmente causada pela inclusão de soluções de sulfetos e nitretos de alumínio a altas temperaturas e pela reprecipitação nos contornos de grão que ocorrem na refrigeração. (ZHANG; SENKARA, 2006)

Próxima à região de superaquecimento, estão à zona normalizada e a parcialmente normalizada, cujos grãos são refinados semelhantes ao processo de

normalização. Vizinha a estas, fica a zona intercrítica ou recristalizada, que mantém basicamente a estrutura do metal de base, com ligeiro sinal de recristalização e crescimento de grão e por último o metal de base. (ZHANG; SENKARA, 2006)

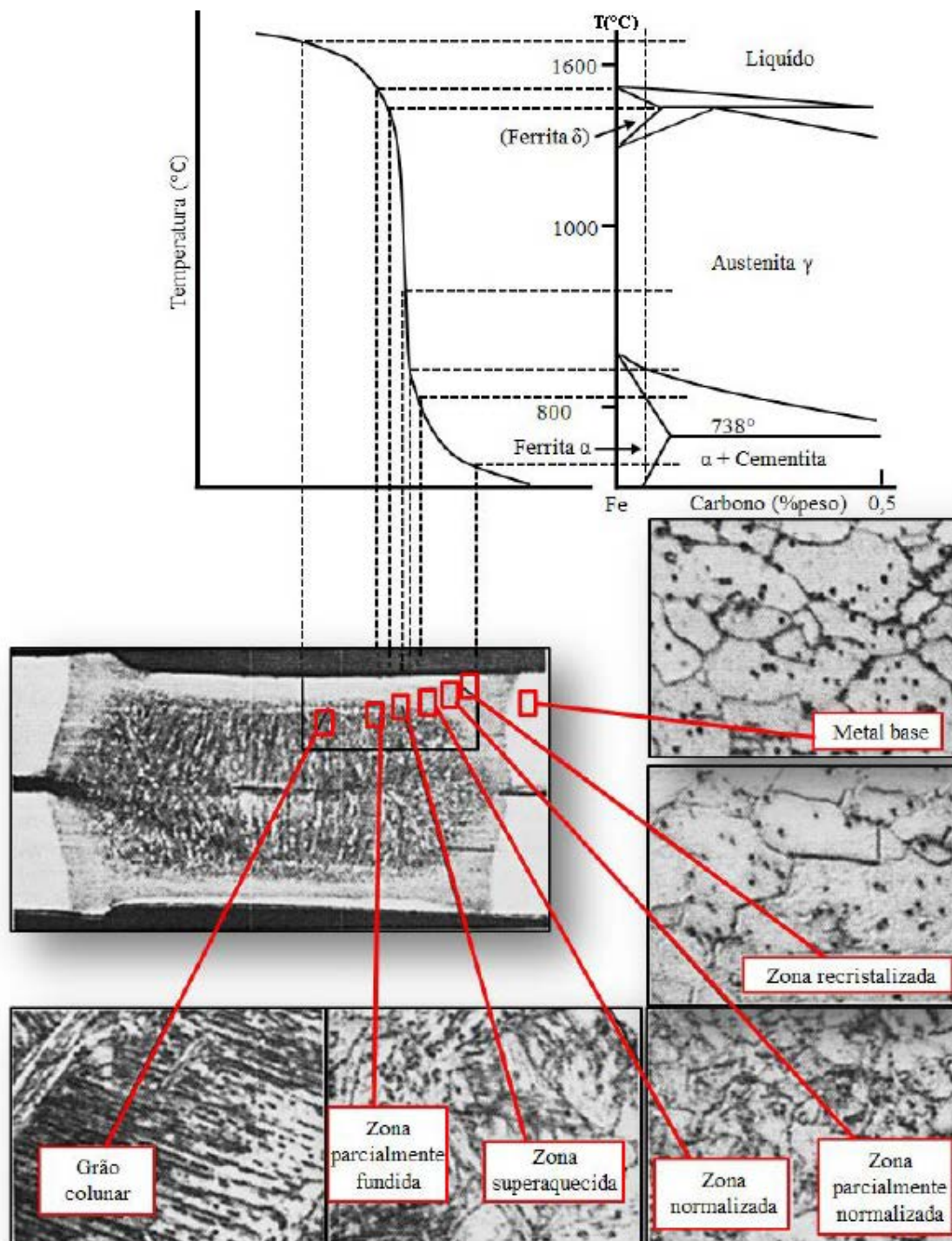


Figura 32: Diagrama de fases e estrutura cristalina para aço de baixo carbono no processo de solda RSW. (ZHANG; SENKARA, 2006 - traduzido)

A Figura 33 exhibe, de forma esquemática, os efeitos da taxa de resfriamento sobre a formação dos grãos do ponto. Dependendo dos parâmetros de soldagem e diversas outras condições, vários tipos de microestruturas podem ser formados no ponto de solda. O ideal é que ocorra a solidificação de forma uniforme de todos os lados ao redor do sólido. As trinca e vazios, quando criadas, tendem a se fecharem na solidificação da última parte líquida. Conforme mostrado no item (a) da Figura 33. (ZHANG; SENKARA, 2006)

O item (b) da Figura 33 expõe o crescimento dos grãos para taxas muito altas taxas de resfriamento, cuja formação ocorre de forma vertical, das extremidades para o centro, e a última porção líquida do metal se concentra na região de interface original entre chapas. E isto pode levar facilmente a formação de trincas nesta zona, fragilizando o ponto de solda. (ZHANG; SENKARA, 2006)

No item (c) da Figura 33, mostra um cenário onde a refrigeração é pouco ou insuficiente ocasionado por pequena área de contato na interface entre eletrodo e chapa ou eletrodos revestidos ou grandes espessuras de chapas. A transferência de calor é realizada, em grande parte, por condução através das próprias chapas. Com isso a última porção de metal líquido assume uma forma estreita e perpendicular a face do eletrodo, devido ao menor volume de líquido, há uma alta frequência na formação de trincas e porosidade no centro da lente. Obtendo uma junta frágil e de qualidade ruim. (ZHANG; SENKARA, 2006)

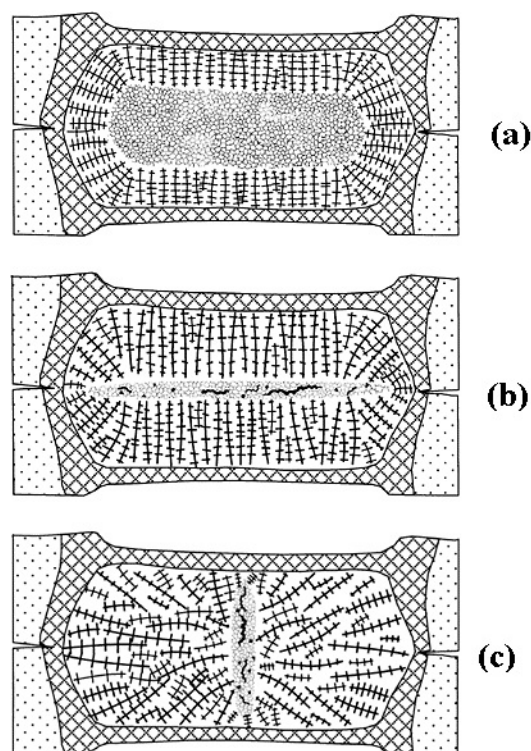


Figura 33: Esquema sobre os efeitos da taxa de resfriamento sobre a formação dos grãos do ponto. Refrigeração ideal (a); Refrigeração Rápida (b); Refrigeração Lenta (c).

(ZHANG; SENKARA, 2006)

2.1.3.1. Revestimentos

Conforme destaca Intermachinery (2003), para soldar aços galvanizados, além de toda problemática sobre os parâmetros de soldagem, pode ser citado que a diferença de resistividade entre o aço e o zinco, e do ponto de fusão dos metais ocasiona novos desafios para obter-se uma solda com qualidade. Deste modo, faz-se necessário a atenção aos pontos de fusão e ebulição do zinco ($421^{\circ}\text{C} / 905^{\circ}\text{C}$), e o ponto de fusão e ebulição do aço (1427 a $1537^{\circ}\text{C} / 2738^{\circ}\text{C}$), tornando-se impraticável a conservação total do zinco no ponto de solda, pois durante o processo ele evapora.

Os autores Dias (2011) e Aures (2006) mostram em seus estudos o risco de contaminação da lente de solda pelo zinco, onde uma vez incrustado atribui baixa resistência ao ponto de solda e, do acúmulo de zinco nos eletrodos, formando latão (Zn-Cu) durante o processo, reduzindo sua vida útil.

Segundo pesquisas de Furlanetto (2014), os materiais mais utilizados como revestimentos na indústria são mostrados na tabela.

Tabela 4: Grandezas físicas dos revestimentos mais utilizados na indústria. (FURLANETTO, 2014)

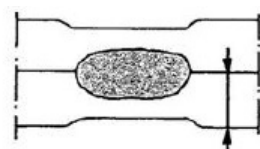
| Material | Deposição | Espessura | Resistividade | Condutibilidade térmica 25°C | Temperatura de fusão |
|----------|---|----------------------|-----------------------|------------------------------|----------------------|
| Zn | Eletrolítico | 5 a 15 μm | 59 n Ωm | 116 W/mk | 420°C |
| Zn | A fogo | 7 a 35 μm | 59 n Ωm | 116 W/mk | 420°C |
| Zn + Fe | Eletrolítico | 5 a 15 μm | 80 n Ωm | 95 W/mk | 1.150°C (Fe) |
| Zn + Fe | Eletrolítico (<i>Galvannealed</i>) | 5 a 15 μm | 70 n Ωm | 95 W/mk | 1.150°C (Fe) |
| Al + Zn | A fogo | 7 a 35 μm | 45 n Ωm | 160 W/mk | 660°C (Al) |

Na prática o revestimento altera a força aplicada pelos eletrodos e a densidade da corrente requerida para geração de calor, e isso ocorre devido sua espessura e sua composição química. Quanto maior for à espessura do revestimento, maior será a força requerida, e maior a corrente para a fusão. (FURLANETTO, 2014)

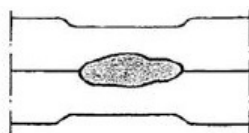
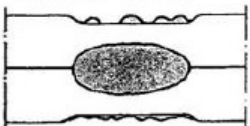
Traçando um comparativo entre chapas sem e com revestimento de zinco, que é o mais antigo, seja por deposição eletrolítica ou a fogo necessita de maior força dos eletrodos e corrente para a fusão da camada. Para revestimentos de Ferro Zinco, seja por deposição eletrolítica ou galvanizada, comparados ao Zinco, precisa uma força de compressão maior por parte dos eletrodos, maior corrente, porém com diâmetros da face de contato menor, por causa da diferença de entre propriedades térmica e elétrica dos materiais, conforme Tabela 4. Para revestimentos Zinco alumínio, comparado com Zinco, é necessário um pequeno ajuste aumentando a força e a corrente de soldagem, devido ao ponto de fusão maior e menor resistividade, é preciso uma geração de calor maior. (FURLANETTO, 2014)

2.1.4. Descontinuidade na formação da lente de solda

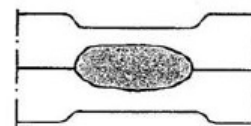
Segundo Rossi (2007), é fundamental saber a diferença entre os conceitos de falha e defeito. Falha é caracterizada por não atender certo requisito, conformidade ou característica exigida, cujo detalhamento será descrito no item 2.1.5. Enquanto defeito é inerente ao erro na execução do processo. A Figura 34 mostra os defeitos e suas respectivas causas.

**A - Solda Ideal**

1. Lente de solda 50% em cada chapa
2. Indentação do eletrodo de 10% da espessura da chapa (MAX. 20%)

**B - Lente de solda muito pequena**

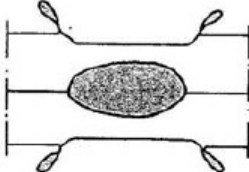
1. Corrente de soldagem muito baixa
2. Tempo de corrente muito curto
3. Força do eletrodo muito alta
4. Ponta do eletrodo muito gasto

**C - Indentação do eletrodo muito profunda**

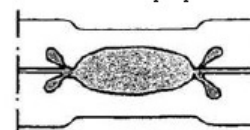
1. Força do eletrodo inadequada
2. Corrente de soldagem muito alta
3. Tempo de corrente muito longo
4. Diâmetro da ponta do eletrodo muito pequeno

D - Superfícies queimadas

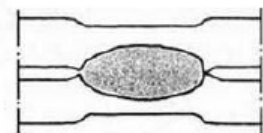
1. Corrente de soldagem muito alta
2. Força do eletrodo muito pequena
3. Tempo de pré-pressão muito curto
4. Diâmetro da face do eletrodo muito pequeno
5. Formato do eletrodo inadequado
6. Material do eletrodo inadequado
7. Resfriamento do eletrodo insuficiente
8. Contaminantes nos eletrodos ou chapas

**E - Respingo sobre as chapas**

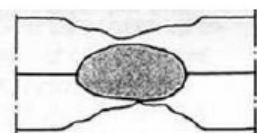
1. Tempo de pré-pressão muito curto
2. Diâmetro da face do eletrodo muito pequeno
3. Corrente muito alta em relação à pressão
4. Material do eletrodo inadequado (alta resistividade)
5. Superfícies contaminadas

**F - Expulsão do material entre chapas**

1. Tempo de pré-pressão muito curto
2. Força do eletrodo muito pequena
3. Corrente de soldagem muito alta
4. Tempo de corrente muito longo
5. Superfícies contaminadas

**G - Espaçamento entre as chapas**

1. Chapas desalinhadas ou desajustadas
2. Força do eletrodo muito alta
3. Tempo de corrente muito longo

**H - Afundamento da parte externa da solda**

1. Tempo de retenção muito curto
2. Força do eletrodo muito alta

Figura 34: Defeitos de operação do processo de soldagem. (ROSSI, 2007 - Adaptado)

2.1.5. Controle de Qualidade e Inspeção da Solda

Em geral, fabricantes de automóveis possuem normas próprias que, muitas das vezes são baseadas em normas ou associações nacionais ou internacionais. Normas que recomendam o tipo de material, parâmetros operacionais de soldagem, dimensões de

chapas eletrodos, critérios de falha e qualidade, dentre outras, Pode-se citar os seguintes exemplos:

- RWMA - "Resistance Welder's Manufacturer's Association"
- AWS - "American Welding Society"
- ISO - "International Standards Organization"
- DIN - "Deutsches Institut für Normung (Instituto Alemão de Normalização)"
- ABNT - "Associação Brasileira de Normas Técnicas"
- ASTM - "American Society for Testing and Materials"
- JIS - "Japanese Industrial Standards"
- DVS - "Deutscher Verband Für Schweisstechnik (Associação Alemã de Tecnologia e Soldagem)"

Para avaliar a qualidade dos pontos de solda é preciso realizar estudos como os de Dias (2011) e de Lopes (2015), cuja proposta foi verificar os requisitos necessários para garantir um tamanho de lente de solda e o efeito dos parâmetros de soldagem gerando a curva de soldabilidade do material soldado, que relaciona os ensaios destrutivos e não destrutivos com a qualidade da junta. A verificação por ensaios pode ser feita pelos ensaios de tração axial, de arrancamento, de cisalhamento, de torção, de microdureza e estudo metalográficos em microscópio óptico e de varredura eletrônica, assim como a inspeção visual e o monitoramento durante o processo de soldagem. Além desses requisitos, Chertov (2003), mostra um estudo de monitoramento em tempo real através de ultrassom com intuito de prever o tamanho da junta final.

Uma prática habitual sobre o controle de qualidade, previsto em normas, é a consideração sobre as dimensões mínimas do ponto de solda em função da espessura da chapa. Conforme relatado por Lopes (2015), as normas japonesa (JIS Z 3140) e alemã (DVS 2923) recomendam um diâmetro crítico ($D_{crítico}$) de cinco vezes a raiz quadrada da espessura (t_{chapa}), conforme Equação 15, enquanto para a norma AWS (1997) essa dimensão pode ser de quatro vezes a raiz quadrada da espessura, conforme Equação 16. Intermachinery (2003) afirma que cada usuário pode estabelecer os limites dimensionais da lente de solda de acordo com os requerimentos do projeto e a experiência das práticas.

$$D_{crítico} = 5\sqrt{t_{chapa}} \quad (15)$$

$$D_{crítico} = 4\sqrt{t_{chapa}} \quad (16)$$

2.1.5.1. Gráfico de Soldabilidade

O gráfico de soldabilidade é um método que possui grande eficácia na avaliação dos atributos da soldabilidade em chapas metálicas. Ele relaciona os parâmetros de corrente e o tempo de soldagem com o diâmetro da lente, conforme mostra a Figura 35.

Otimizando a curva de soldabilidade, Dias (2011) e de Lopes (2015), relacionaram como sendo o diâmetro mínimo aceitável a recomendação da norma AWS (1997) como na Equação 16 e, como diâmetro máximo aceitável de acordo com as normas JIS Z 3140 e DVS 2923, a Equação 15.

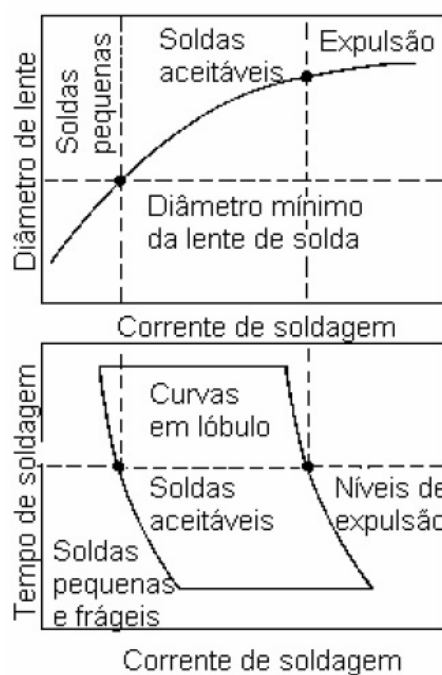


Figura 35: Curva de soldabilidade. (AURES, 2006)

2.1.5.2. Inspeção visual

Segundo Aures (2006), a superfície de um ponto de solda deve ser uniforme em sua forma, relativamente plana e livre de fusão superficial, indentação profunda, trincas, descoloração, e outros aspectos que necessitem de manutenção em eletrodos ou checagem da máquina de solda. No entanto, ainda segundo ele, a estética da superfície não é garantia de qualidade.

2.1.5.3. Ensaios Não Destrutivos

Técnicas como ensaio por ultrassom e por radiação são usadas com a finalidade de avaliar o tamanho da lente, contudo são mais custosas em tempo e dinheiro. (AURES, 2006)

Com o desenvolvimento de ferramentas de monitoração, é cada vez mais usual equipamentos que acompanham em tempo real o processo, obtendo informações como corrente e tensão de solda, resistência elétrica, força do eletrodo, temperatura e o tamanho e formação da lente. (AURES, 2006) Assim como foi realizado nos estudos de Dias (2011) e de Lopes (2015), que utilizaram o medidor da marca e modelo Miyachi MM-380A, mostrado na Figura 36, para observar, nas capas dos eletrodos, a evolução da corrente elétrica, força de compressão dos eletrodos, e o tempo de soldagem.



Figura 36: Medidor de parâmetros Miyachi MM-380A. (DIAS, 2011)

2.1.5.4. Ensaios Destrutivos

Para determinar o tamanho da lente, de forma precisa, é necessário realizar ensaios destrutivos. Por uma seleção de amostras aleatórias, é possível estabelecer a qualidade da solda por informações adquiridas nestes ensaios de resistência, medindo com paquímetro a lente de solda e estudos metalográficos cuja avaliação necessita de uma amostra do ponto de solda que permita a visualização de seu centro, havendo ainda a necessidade de polimento e ataque químico para visualizar a amostra através do microscópio. (AURES, 2006 e DIAS, 2011 e NASCIMENTO, 2008)

- Ensaio de cisalhamento

O teste consiste em aplicar forças, em cada extremidade do corpo de prova com dimensões conforme AWS (1997) mostrado na Figura 37 e Tabela 5, com sentidos opostos na mesma direção ficando paralela à superfície do corpo. O corpo de prova é instalado na máquina de tração, com temperatura de 20°C com tolerância de $\pm 5^\circ\text{C}$ e tracionado a uma velocidade de 10 mm/min.

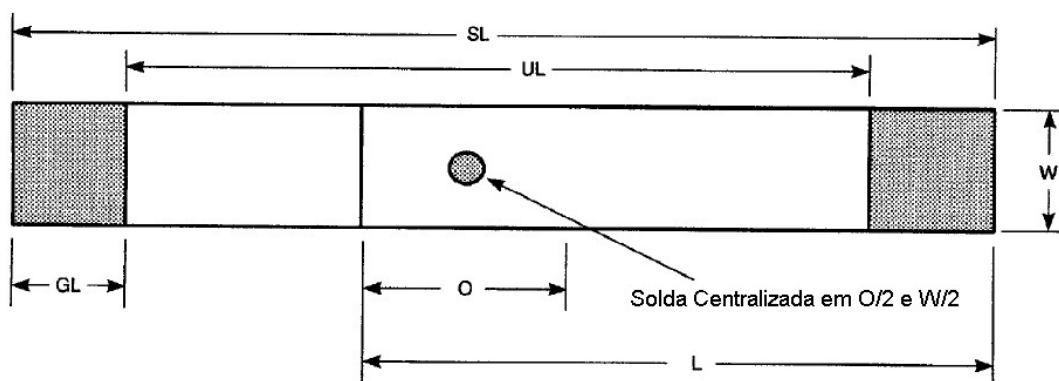


Figura 37: Corpo de prova segundo AWS (1997).

Tabela 5: Dimensão do corpo de prova segundo AWS (1997)

| Espessura de Chapa (mm) | L ^a Comprimento do Corpo (mm) | W ^b Largura do Corpo (mm) | O ^b Comprimento Sobreposto (mm) | SL ^a Comprimento Total do Corpo (mm) | UL ^b Comprimento Útil do Corpo (mm) | GL ^b Comprimento de Fixação (mm) |
|-------------------------|---|---|---|--|---|--|
| 0,60-1,29 | 105 | 45 | 35 | 175 | 95 | 40 |
| 1,30-3,00 | 138 | 60 | 45 | 230 | 105 | 62,5 |

Nota: (a). Pode ser aumentado para acomodação dos fixadores; (b) Tolerância de $\pm 1,0$ mm.

- Ensaio de Torção

Instala-se o corpo, em um equipamento capaz de gerar cargas de torções no ponto de solda, até sua ruptura. A lente de solda é aderente a uma das chapas onde seu diâmetro pode ser medido.

- Ensaio de Arrancamento

Segundo Aures (2006) é o teste mais usado em solda a ponto, principalmente para estabelecer a curva de soldabilidade de materiais usados para solda RSW para indústria automobilística. Por ser o teste com menor custo financeiro, menor tempo e maior facilidade de operação e ainda, com possibilidade de sua utilização em campo, na operação das fábricas para controle de qualidade.

Este ensaio é requerido pela norma AWS (1997) como critério de avaliação de solda. Uma das chapas do corpo de prova é fixada em um dispositivo, como por exemplo, uma morsa de bancada, e com a ferramenta apropriada acoplado na chapa livre, é realizado o movimento de dobra do corpo de prova até que haja o arrancamento da lente. Ao final do ensaio, a lente ficará aderida a uma das chapas, deve-se medir a lente, com auxílio de um paquímetro conforme recomenda a norma AWS (1997).

- Ensaio de Tração Axial

Neste ensaio, a solda sofre tensões na direção normal ao plano cujo está fixado no material. O corpo de prova é dividido em três partes com mesma dimensão, e suas bordas são dobradas a 90° em dispositivo adequado em forma de "U". Com este

formato, o corpo de prova é soldado a outro, com parâmetros desejados para análise, obtendo a forma final em "H" e então são tracionados axialmente. (DIAS, 2011 e INTERMACHINEY, 2003 e AURES, 2006)

- Ensaio de Microdureza

O teste de microdureza é realizado com o objetivo de verificar alterações da propriedade de microdureza ao longo da seção transversal da solda. A norma AWS (1997) sugere medir em dureza Vickers, em temperatura de $23 \pm 5^\circ\text{C}$ com força constante entre 1,961 N e 9,807 N para formar a marca de penetração. Essa análise deve ser realizada transversalmente pelo ponto de solda, com 0,4 mm a 0,3 mm de espaçamento entre uma impressão e outra e velocidade de indentação de 200 $\mu\text{m/s}$.

- Estudos Metalográficos

Intermachinery (2003), afirma que o teste metalográfico é realizado com o intuito de medir o diâmetro da lente de solda. Contudo, Dias (2011) e de Lopes (2015), mostraram em seus estudos que este método pode ainda determinar as dimensões das regiões de ZTA e metal de base por microscópio óptico (MO) além de verificar a característica do contorno de grão formado na lente e alterado na ZTA, como mostram as Figura 38 e Figura 39. Eles também realizaram análises por microscópio eletrônico de varredura (MEV), avaliando a espessura do revestimento, como mostra a Figura 40. E verificando a presença de contaminantes e elementos de ligas através de espectrometria de energia dispersiva (EDS), conforme mostra a Figura 41.

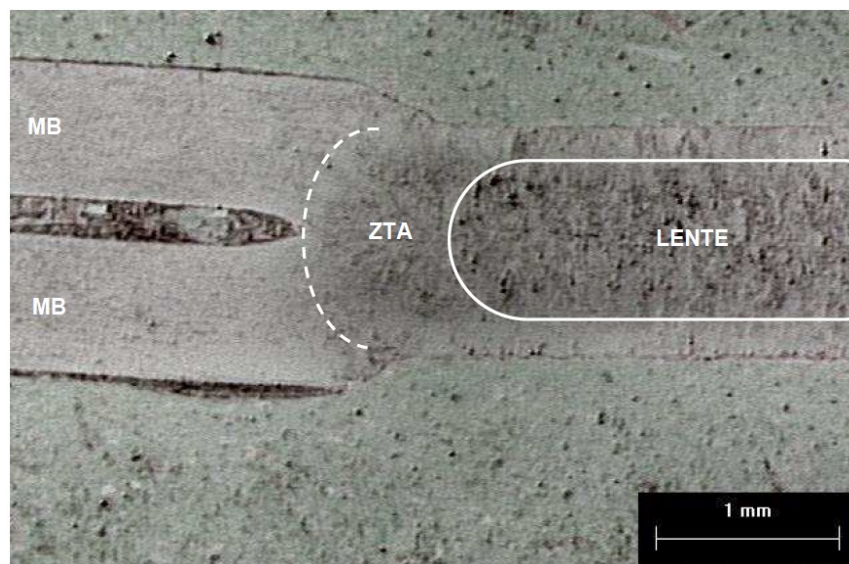


Figura 38: Determinação de regiões da junta por Microscópio Óptico com aumento de 6,5x e ataque Nital 2%. (DIAS, 2011)



Figura 39: Microestrutura da lente de solda do aço IF com aumento de 200x e ataque de Nital 2%. (DIAS, 2011)

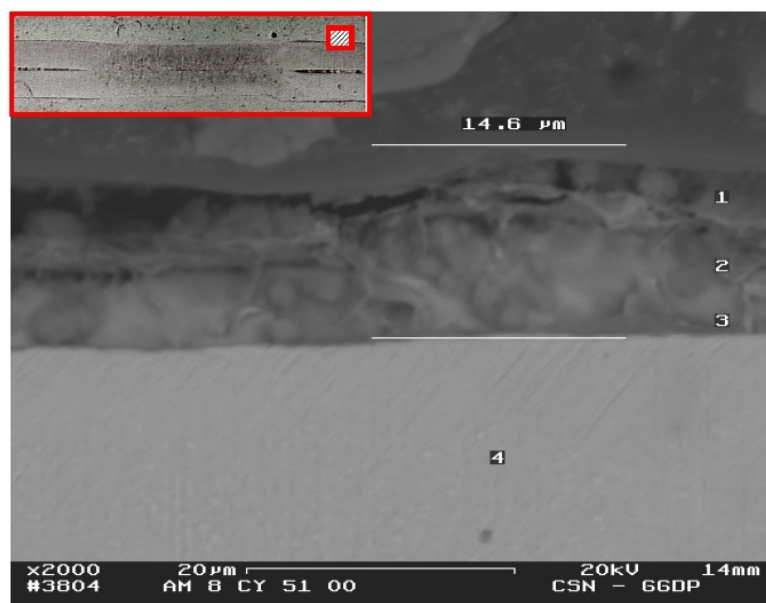


Figura 40: Imagem da morfologia da solda na superfície da chapa de aço IF distante da lente de solda com aumento de 2000x. Ataque Nital 10%. (DIAS, 2011)

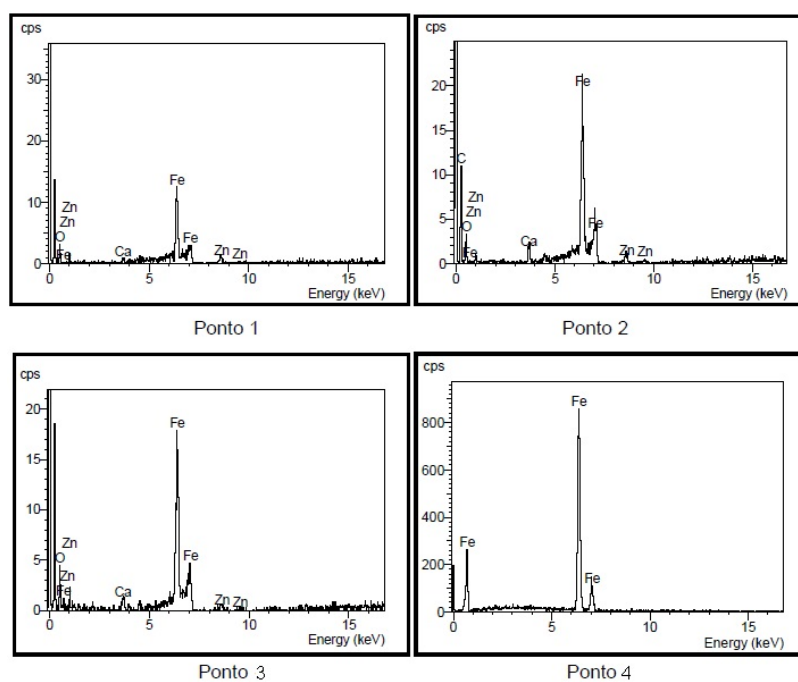


Figura 41: Espectrometria de EDS dos pontos mostrados na Figura 40. (DIAS, 2011)

2.2. Mecânica dos Fluidos no Processo

O estudo dos fluidos envolvidos no processo RSW é importante para prever e determinar a curva de resfriamento do ponto de solda. O fluido de maior interesse, e que impacta diretamente no gradiente de temperatura, e ainda garante o resfriamento dos eletrodos e peças soldadas é o líquido refrigerante, que em geral é a água. Contudo, o ar do ambiente cuja solda é realizada também influencia, porém muito pouco na refrigeração em comparação com o líquido.

2.2.1. Líquido Refrigerante

Conforme mostrado na Figura 28, o fluido é transportado para o eletrodo por um tubo circular e após entrar em contato com a face interna do eletrodo, o fluido flui por uma saída anelar. Como visto no item 2.1.2.2, que trata sobre a refrigeração do processo, a norma AWS (1997) utiliza vazões volumétricas entre 4,0 a 6,0 L/min e diâmetros internos do tubo de refrigeração entre 3,8 e 4,8 milímetros.

Para caracterização do escoamento do líquido refrigerante, devem-se ater as seguintes hipóteses de condições de operação:

- 1) Fluido incompressível;
- 2) Escoamento turbulento plenamente desenvolvido em trecho reto;
- 3) Regime transiente;
- 4) Fluido Newtoniano - relação linear entre a tensão de cisalhamento, τ_x , e a taxa de deformação, $\frac{\partial u}{\partial y}$, resultante, conforme mostra Equação 17;

$$\tau_x = \mu \frac{\partial u}{\partial y} \quad (17)$$

Onde: μ é a viscosidade dinâmica.

Para um escoamento sob as hipóteses acima, as equações que governam o escoamento podem ser descritas pelas equações de Continuidade e de Movimento por Navier-Stokes, conforme mostrado nas Equações 18 e 19, respectivamente.

$$\frac{DM_{sistema}}{Dt} = \frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho \vec{V}) = 0 \quad (18)$$

Onde da Equação 18, Munson, Young e Okiishi (2004) afirmam que a massa, M , permanece constante enquanto o sistema se desloca num campo de escoamento.

Considerando a forma infinitesimal do volume de controle, sua integral representa a taxa de variação temporal da massa contida no volume de controle e a forma infinitesimal da superfície de controle é identificada pela integral que representa o fluxo líquido de massa que flui através da superfície. (MUNSON; YOUNG; OKIISHI, 2004)

$$\rho \left(\frac{\partial \vec{V}}{\partial t} + \vec{V} \cdot \nabla \vec{V} \right) = -\nabla P + \rho g + \mu \nabla^2 V \quad (19)$$

Onde:

ρ é a massa específica do fluido;

V é a velocidade;

P é a pressão;

g é aceleração gravitacional;

μ é a viscosidade dinâmica do fluido.

Segundo Munson, Young e Okiishi (2004), a dificuldade de se obter uma solução para as equações de Navier-Stokes que descrevem o movimento dos fluidos mostrado pela Equação 19, exige a utilização de métodos numéricos e recursos computacionais, tais como: método das diferenças finitas, métodos de elementos finitos e volumes finitos e o método dos elementos de contorno.

2.2.2. Ar Ambiente

O ar pode, neste caso, ser considerado como fluido incompressível uma vez que está sob pressão ao nível do mar e com pequena velocidade por causa de sua movimentação ser através de convecção natural. (INCROPERA *et al.*, 2008 e MUNSON; YOUNG; OKIISHI, 2004)

2.3. Transferência de Calor no Processo

A transferência de calor do processo de soldagem por resistência elétrica a ponto ocorre de três formas: condução, convecção e radiação.

Conforme explicado por Incropera *et al.* (2008), o balanço de energia em processos térmicos pode ser descrito como a Equação 20:

$$\dot{E}_{stored} = \dot{E}_{in} + \dot{E}_g - \dot{E}_{out} \quad (20)$$

Onde:

\dot{E}_{stored} é a energia armazenada ao longo do tempo;

\dot{E}_{in} é a energia que entra no sistema;

\dot{E}_{out} é a energia dissipada;

\dot{E}_g é a energia gerada.

2.3.1. Geração de Calor por Efeito Joule

Como mostrado no item 2.1.1.4 do presente trabalho, a geração de calor se dá através do efeito Joule, mostrado matematicamente pela Equação 2. Tal efeito ocorre quando, através das chapas metálicas sobrepostas flui uma corrente elétrica, podendo esta ser uma corrente contínua - CC ou uma corrente alternada - CA, os elétrons da corrente colidem com os átomos das chapas, e nessa colisão parte da energia cinética dos elétrons é transferida para os átomos das chapas alterando e aumentando o estado de agitação molecular do metal, conseqüentemente há um aumento de temperatura nas chapas na região da qual a corrente flui a tal ponto de atingir a temperatura de fusão, ocasionando a mudança do estado físico do metal sólido para metal líquido, cessada a corrente, o metal é resfriado e ocorre a união entre as chapas. (HALLYDAY, 2006)

Há duas formas de analisar matematicamente a geração de calor, por equacionamento da corrente ou da densidade elétrica conforme é detalhado a seguir.

2.3.1.1. Corrente elétrica

Segundo Vural (2013), o perfil de corrente elétrica a ser inserido na Equação 2, deve ser uma formulação senoidal, para que tenha as características da Figura 17 para configurar uma corrente alternada como mostra a Equação 21:

$$I = I_m \text{sen}(2\pi ft) = \sqrt{2} I_{rms} \text{sen}(2\pi ft) \quad (21)$$

Onde:

I_{rms} é a corrente efetiva medida por dispositivo segundo especificado pela norma AWS (1997);

I_m é a pico de corrente elétrica;

I é a corrente elétrica de soldagem;

f é a frequência da rede elétrica;

t é o tempo de soldagem.

Ainda conforme Vural (2013), a corrente I_{rms} pode ser estimada de acordo com a Equação 22.

$$I_{rms} = \sqrt{\frac{1}{\pi} \int_0^{\pi} [I_m \text{sen}(2\pi ft)]^2 d(2\pi ft)} = \frac{I_m}{\sqrt{2}} \quad (22)$$

Onde: d é o diâmetro do eletrodo.

Chertov (2003) afirma que o perfil da corrente é senoidal conforme descreve a Equação 23, contudo utiliza o período ao invés da frequência, contudo não especifica o valor ou a referência da variável I_0 . O autor do presente trabalho acredita ser possível aplicar $I_0 = I_m$, devido à semelhança entre as Equações 21 e 23.

$$I = I_0 \text{sen}(2\pi t/T) \quad (23)$$

Onde: T é o período calculado como o inverso da frequência.

Para considerar, matematicamente, uma corrente contínua, basta inserir um valor escalar médio ou o valor medido experimentalmente para a corrente elétrica na Equação 2, que represente a média dos valores no trecho linear do perfil de corrente mostrado na Figura 17. (ZHANG; SENKARA, 2006)

2.3.1.2. Densidade elétrica

Para os autores Govik (2009), Molenda *et al.* (2010) e Rao *et al.* (2009) a geração de calor por efeito Joule é mais adequada quando utilizado a densidade elétrica. Segundo eles, o motivo é que devido à densidade elétrica ser sensível à variação da área de contato entre a interface das chapas, que dependem da força de compressão dos eletrodos. E pela grande variação que essa área de contato sofre durante o processo de soldagem, ficam mais evidente as causas e consequências que afetam o ponto de solda. Contudo, essa adequação ocorre apenas quando a análise leva em consideração o modelo mecânico acoplado com o modelo termoelétrico. A Equação 24 mostra a fórmula da densidade de corrente.

$$\vec{j} = \frac{I}{\rho} \vec{E} \quad (24)$$

Onde:

\vec{j} é o vetor densidade de corrente;

\vec{E} é o vetor de campo elétrico calculado pela Equação 25;

I é a corrente elétrica;

ρ é resistividade elétrica.

$$\vec{E} = -\nabla \Phi \quad (25)$$

Onde: Φ é o potencial elétrico;

Segundo Molenda *et al.* (2010) e Rao *et al.* (2009), a geração de calor da solda pode ser expressa segundo a Equação 26.

$$Q = \frac{1}{\rho} (\nabla \Phi \cdot \nabla \Phi) = \sigma_g (\nabla \Phi \cdot \nabla \Phi) \quad (26)$$

Onde σ_g é a condutância elétrica no contato entre chapas que pode ser calculada segundo Equação 27, que conforme explica Govik (2009) em sua obra, é uma descrição adequada para relacionar com a variação de temperatura e área de interface.

$$\sigma_g = \frac{1}{2\pi r_c^2 \sqrt{L(T_{interface}^2 - T_0^2)}} = 1/\rho \quad (27)$$

Onde: r_c é o raio da área de interface que varia com a compressão dos eletrodos;

L é a constante de Lorentz;

T_0 é a temperatura no início do processo;

$T_{interface}$ é a temperatura na interface entre chapas.

2.3.2. Condução

A principal importância de analisar a condução é para determinar o gradiente de temperatura. Esse gradiente varia com condições de contorno do problema como convecção e radiação e sofre influência direta da geração de calor pelo efeito Joule. A equação para condução de calor em coordenadas cilíndricas pela lei de Fourier como mostra a Equação 28. (INCROPERA *et al.*, 2008)

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(k \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (28)$$

2.3.3. Convecção

Segundo Incropera *et al.* (2008), a convecção pode ser descrita como a transferência de energia entre uma superfície e um fluido em movimento. A convecção pode ser natural ou forçada. Existem alguns fatores que influenciam a troca de calor convectiva, os principais são velocidade do fluido, viscosidade do fluido e dimensão da superfície em contato com fluido. A Equação 29 mostra a descrição matemática da convecção segundo a lei de resfriamento de Newton.

$$\mathbf{q} = \mathbf{A} \cdot \mathbf{h} \cdot (T_s - T_\infty) \quad (29)$$

Onde: q é taxa de transferência de calor convectiva;

A é a área transversal;

$h = k \overline{Nu}_L / L$ é o coeficiente de transferência de calor por convecção dependente do número de Nusselt (\overline{Nu}_L);

T_s é a temperatura na superfície;

T_∞ é a temperatura do fluido.

Para o processo de soldagem a convecção tem grande importância para a formação dos grãos o metal que constitui a lente de solda através do resfriamento,

dissipando o calor. (ZHANG; SENKARA, 2006 e HIRSCH; LEIBOVITZ, 1996 e RAO *et al.* 2009)

2.3.3.1. Convecção Forçada

Para a convecção forçada, seguindo as hipóteses do item 2.2.1, deve-se substituir o valor do coeficiente da transferência de calor por convecção da Equação 29 por uma função do número de Nusselt que depende diretamente dos números adimensionais de Reynolds e Prandtl, calculados como mostram as Equações 30 e 31. (INCROPERA *et al.*, 2008)

$$Re_D = \frac{4\dot{m}}{\pi D \mu} = \frac{\rho V D}{\mu} = \frac{V D}{\nu} \quad (30)$$

Onde:

Re_D é o número de Reynolds para um duto circular;

\dot{m} é a vazão mássica do fluido;

D é o diâmetro do tubo;

μ é a viscosidade dinâmica;

V é a velocidade média do fluido;

ν é a viscosidade cinemática;

$$Pr = \frac{c_p \mu}{k} \quad (31)$$

Onde:

Pr é o número de Prandtl;

c_p é o coeficiente de capacidade térmica do fluido;

k é a condutividade térmica.

Molenda *et al.* (2010) sugere o uso da correlação de Nusselt conforme descrito pela Equação 32 sob as seguintes condições ($1,5 \leq Pr \leq 500$ e $3 \times 10^3 \leq Re_D \leq 1 \times 10^6$).

$$Nu_D = 0,012(Re_D^{0,87} - 280)Pr^{0,4} \quad (32)$$

Para a seção anular deve-se usar o diâmetro hidráulico (D_h), calculado como mostra Equação 33, para substituir o valor do diâmetro do tubo de refrigeração na Equação 30. (INCROPERA *et al.*, 2008)

$$D_h = \frac{4A_{tr}}{P} \quad (33)$$

Onde: A_{tr} é a seção transversal do duto;

P é o perímetro.

2.3.3.2. Convecção Natural

Para a convecção natural é necessário verificar o número de Nusselt para cada tipo de geometria. Pode-se afirmar, segundo a obra de Incropera *et al.* (2008), que o valor de Nusselt médio aplicado nas chapas deve obedecer à função de placa superior e inferior aquecida. Já para o eletrodo, é preciso calcular dois valores de Nusselt, um para a superfície reta inclinada e um para a superfície reta vertical, conforme mostram as formulações da Tabela 6 sobre as correlações de Nusselt para diferentes geometrias.

Tabela 6: Correlações de Nusselt para geometrias. (INCROPERA *et al.*, 2008)

| Geometria | Correlações | Restrições | |
|-----------------------------|--|---|------|
| Chapa horizontal | $\overline{Nu}_L = 0,54Ra_L^{1/4}$ | $10^4 < Ra_L < 10^7$ | (34) |
| Parte vertical do eletrodo | $\overline{Nu}_L = \left\{ 0,825 + \frac{0,387Ra_L^{1/6}}{[1 + (0,492/Pr)^{9/16}]^{8/27}} \right\}^2$ | $\frac{D}{L} \gtrsim \frac{35}{(Gr_L)^{1/4}}$ | (35) |
| Parte inclinada do eletrodo | Calcular o número de Rayleigh (Ra_L) substituindo g por $g \cdot \cos\theta$ e utilizar Equação 35; $\theta = \text{ângulo de bisel do eletrodo}$ | $0 \leq \theta \leq 60^\circ$ | |

Para o cálculo de Nusselt (\overline{Nu}_L) para convecção natural é necessário determinar o número adimensional de Rayleigh (Ra_L), conforme Equação 36. (INCROPERA *et al.*, 2008)

$$Ra_L = Gr_L Pr = \frac{g\beta(T_s - T_\infty)L^3}{\nu \alpha} \quad (36)$$

Onde: Gr é o número de Grashof calculado segundo Equação 37;

Pr é o número de Prandtl calculado segundo Equação 36.

g é a aceleração da gravidade;

T_s é a temperatura na superfície;

T_∞ é a temperatura do fluido;

$\beta = 1/T$ é o coeficiente de expansão térmica a pressão constante do fluido;

$\alpha = \frac{k}{c_p \mu}$ é a difusividade térmica do fluido;

L é o comprimento característico da superfície.

$$Gr_L = \frac{g\beta(T_s - T_\infty)L^3}{\nu^2} \quad (37)$$

2.3.4. Radiação

A energia térmica emitida pela matéria que se encontra em temperatura não nula é a radiação. Pode ser mensurada segundo a relação com a lei Stefan-Boltzmann, mostrada na Equação 38. (INCROPERA *et al.*, 2008)

$$q = \varepsilon\sigma(T_s^4 - T_{viz}^4).A \quad (38)$$

Onde: ε é a emissividade do material ($0 \leq \varepsilon \leq 1$);

$\sigma = 5,67 \times 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$ é a constante de Stefan-Boltzmann;

T_s é a temperatura na superfície;

T_{viz} é a temperatura na vizinhança.

Os autores, como Zhang e Senkara (2006), Chertov (2003), Govik (2009), Molenda *et al.* (2010) e Rao *et al.* (2009) concordam que para análise do processo de soldagem a radiação afeta pouco o resultado esperado, por isso pode ser desprezado do cálculo, focando-se na condução e convecção durante o processo.

2.3.5. Mudança de Fase

Tanto Chertov (2003) quanto Molenda *et al.* (2010) utilizam equações baseadas na entalpia com o intuito de demonstrar a mudança de fase do metal na região de interesse.

Em suas referências, Molenda *et al.* (2010), cita a obra de Lewis *et al.*(1996), cujos autores afirmam que, para considerar na análise a mudança de fase de um material, é preciso formular a equação de condução de calor na forma transiente em função de entalpia, conforme mostra Equação 39.

$$\frac{dH}{dt} = \nabla \cdot (k\nabla T) + Q \quad (39)$$

Onde: H é a função entalpia por unidade de volume varia em função da temperatura;

k é a condutividade térmica varia em função da temperatura.

Chertov (2003) concorda com a aplicação da Equação 39, contudo pelas referências de sua obra, segue as restrições definidas por Voller e Cross (1981) conforme descrito na Equação 40, que demonstra para o material puro, que há descontinuidade da entalpia com a evolução da temperatura.

$$H = \begin{cases} \rho(T) \cdot C_p(T) \cdot T & \rightarrow & T \leq T_M - \varepsilon \\ H|_{T_M - \varepsilon} + \frac{(\rho_s - \rho_l)LHF(T - T_M + \varepsilon)}{4\varepsilon} & \rightarrow & T_M - \varepsilon < T < T_M + \varepsilon \\ H|_{T_M + \varepsilon} + \rho(T) \cdot C_p(T)(T - T_M - \varepsilon) & \rightarrow & T \geq T_M + \varepsilon \end{cases} \quad (40)$$

2.4. Aço IF

Ao longo dos anos a indústria, em geral, tem investindo no desenvolvimento dos materiais para fabricação de seus produtos, com o propósito de minimizar os custos de fabricação, reduzir o consumo de combustível e elevar a segurança dos usuários. Dentro desta conjuntura, os fornecedores de aços planos têm desenvolvido materiais com melhor desempenho e altos níveis de qualidade. Dentre os setores industriais, o automobilístico, possui um desenvolvimento contínuo de chapas finas laminadas a frio para peças que exigem altos níveis estampabilidade. (SILVA, 2006)

Os aços-carbono, cujas propriedades mecânicas lhe conferem alta estampabilidade têm sofrido constante evolução motivada pelo desenvolvimento de novas técnicas metalúrgicas de elaboração e refino do aço. A principal classe de produto desses materiais são aços IF. (SILVA, 2006)

2.4.1. Histórico do Aço IF e sua Evolução

A pesquisa e o desenvolvimento de materiais livres de átomos intersticiais teve início na década de 1960 no Japão, com patente registrada em 1966. A fabricação com características comerciais foi alcançada por volta de 1977 e sua comercialização começou a partir de 1979, como um aço com extrabaixo teor de carbono estabilizado ao titânio, que começou a substituir os aços com baixo teor de carbono acalmado ao alumínio, agregando ainda maior resistência à corrosão através da galvanização por imersão a quente. Seu uso não só reduziu o custo de manufatura das peças estampadas como também lhes proporcionou maiores níveis de qualidade. (FONSECA; ALVES; LACERDA, 2009 e DIAS, 2016)

A denominação IF, sigla que em inglês significa "*interstitial free*" ou livre de intersticial, é devido da completa precipitação de elementos intersticiais na matriz ferrítica de alguns aços de baixo teor carbono e nitrogênio, os quais são retirados do estado de solução sólida podendo formar precipitados pela adição de elementos formadores de carbeto e nitreto. (OLIVEIRA, 2010 e FIETO, 2013)

Não existe uma classificação padronizada de aços IF, em geral, sua distinção está nos elementos de estabilização. A estabilização, em geral é feita com adição de Titânio (Ti), formando o aço IF-Ti, ou com Nióbio (Nb) gerando o aço IF-Nb ou pela combinação do Ti e Nb, representando primeiro o elemento de maior concentração, aço IF-TiNb ou IF-NbTi que eliminam o envelhecimento por deformação. Pode-se ainda acrescentar elementos de liga como Fósforo (P), Manganês (Mn) e Silício (Si), Enxofre (S) esses últimos são adicionados para aumentar a resistência do aço, que garante elevada característica de conformabilidade e estampabilidade. (OLIVEIRA, 2010 e FIETO, 2013)

Fonseca, Alves e Lacerda (2009) afirmam que chapas de aço IF galvanizadas apenas com adição de titânio para refinamento de grãos apresentam uma ausência de aderência do revestimento superficial. Devido a essa problemática, foram realizados experimentos e constatado que para total aderência do revestimento é preciso além da adição do titânio, também a de nióbio guardadas as devidas proporções para esse fim.

Fiato (2013) afirma que mecanicamente, os aços IF possuem alta conformabilidade e estampabilidade, pois sem os elementos intersticiais estes aços são

maleáveis e macios. Entretanto, a ausência de elementos intersticiais pode levar ao comprometimento da resistência mecânica. A indústria busca alternativas para aumentar a dureza e a resistência mecânica dos aços IF. A Figura 42 mostra um comparativo entre aços para o limite de resistência a tração e alongamento.

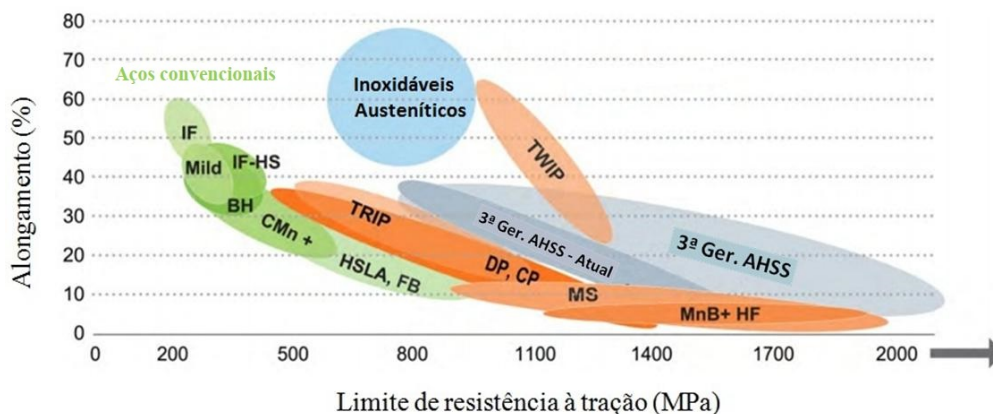


Figura 42: Comparativo entre propriedades mecânicas de aços (limite resistência à tração e alongamento). (WORLDAUTOSTEEL, 2017 - adaptado)

2.4.2. Estrutura cristalina/ propriedades gerais

Os aços IF apresentam na sua composição química, em percentual de massa, cerca de 99,7% de ferro e aproximadamente 0,003% de carbono e 0,004% de nitrogênio. A faixa de variação do percentual de massa, típica da composição química destes aços baixo carbono IF é mostrada na Tabela 7. (KRAUSS; WILSHYNSKY; MATLOCK, 1991)

Tabela 7: Faixa de composição de aços IF (% de massa). (KRAUSS; WILSHYNSKY; MATLOCK, 1991)

| C | Mn | P | Si | S | Al | Ti | N | Nb |
|---------------|-------------|-------------|-------------|---------------|-------------|-------------|---------------|---------------|
| 0,002 - 0,008 | 0,10 - 0,34 | 0,01 - 0,02 | 0,01 - 0,03 | 0,004 - 0,010 | 0,03 - 0,07 | 0,01 - 0,11 | 0,001 - 0,005 | 0,005 - 0,040 |

Dias (2016), em suas pesquisas bibliográficas cita que, segundo (Rana *et al.*, 2006) o teor de carbono dos aços IF é inferior ao limite de solubilidade do carbono na ferrita e que por isso não há perlita presente nestes aços.

Segundo Dias (2016), a microestrutura dos aços IF é composta, em geral, de ferrita equiaxial, com carbonitreto de nióbio e/ou titânio, conforme Figura 43. Conforme apontam seus estudos bibliográficos, a frequência de pesquisas por técnicas para controle e refino de grãos do aço IF tem aumentando devido ao aperfeiçoamento nas propriedades mecânicas, como tensão de limite de escoamento, microdureza, temperatura de transição dúctil-frágil e ductibilidade. Contudo, apesar de todo trabalho e avanço no desenvolvimento na formação do aço IF, o limite de resistência máximo atingido é limitado a 450 MPa. Entretanto, são altamente conformáveis e soldáveis sem ponto de escoamento definido, como mostra a Figura 44.



Figura 43: Estrutura ferrítica, aumentado em 200x com ataque Nital 2%. Detalhe do aço IF utilizado no estudo de Dias (2011).

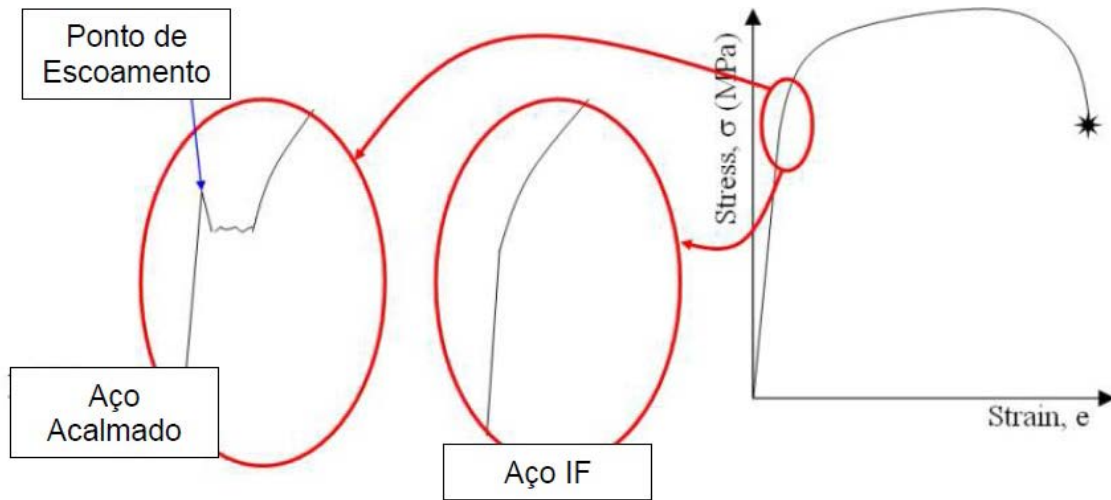


Figura 44: Gráfico de tensão deformação para aços IF. (DIAS, 2011)

Capítulo 3

Materiais e Métodos

3.1. Dados operacionais

Os dados operacionais são baseados nos resultados dos experimentos realizados por Dias (2011), dentre ampla gama de parâmetros utilizada em seus estudos, as melhores combinações dos parâmetros de soldagem são: tempo de corrente de 9cy, tempo de retenção de 5cy e 82cy de tempo de abertura, potência da máquina de solda 52% (equivalente à corrente de 7,79 kA) e 200kgf de força entre os eletrodos, para chapas de aço IF *Interstitial Free Steel*, com 0,75mm de espessura..

3.1.1. Materiais

A seguir serão apresentados os materiais utilizados nas análises experimentais e numéricas.

3.1.1.1. Aço IF

O aço IF-Ti utilizado nos ensaios experimentais de Dias (2011), é revestido pelo processo de imersão a quente com zinco de 60 g/m² e 0,75 mm de espessura e densidade de 7860 kg/m³, fabricado pela empresa CSN GALVASUD S.A. A composição química do material das chapas metálicas utilizada nos experimentos está disposta na Tabela 8 e as propriedades mecânicas na Tabela 9.

Tabela 8: Composição química (%) do aço IF-Ti, utilizado por Dias (2011).

| C | Mn | P | Si | S | Al | Ti | N | Nb |
|--------|------|------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| 0,0026 | 0,11 | 0,01 | 0,007 | 0,008 | 0,038 | 0,055 | 0,004 | 0,002 |

Tabela 9: Propriedades mecânicas do aço IF utilizadas por Dias (2011).

| | Limite de Escoamento (MPa) | Limite de Resistência (MPa) | Alongamento (L=80) | Dureza (HRB) | Rugosidade (μm) |
|------|----------------------------|-----------------------------|--------------------|--------------|------------------------------|
| | 182 | 296 | 43 | 37 | 0,8 - 0,7 |
| Mín. | 140 | 270 | 40 | - | 0,7 |
| Máx. | 240 | 330 | 99 | - | 1,5 |

Em seu trabalho Dias (2011) não dispunha dos dados de propriedades térmicas e elétricas do aço IF, foram considerados valores médios para aço de baixo carbono do estudo realizado por Vural (2013), conforme Tabela 10.

Tabela 10: Propriedades térmicas e elétricas para aço de baixo carbono utilizado por Vural (2013).

| Propriedade | Magnitude |
|---|-----------------------|
| Condutividade térmica [W/(m.K)] | 64,75 |
| Calor Específico [J/(kg.K)] | 443,80 |
| Resistividade [$\Omega\cdot\text{m}$] | $1,42 \times 10^{-7}$ |
| Calor Latente [J/kg] | $2,72 \times 10^5$ |

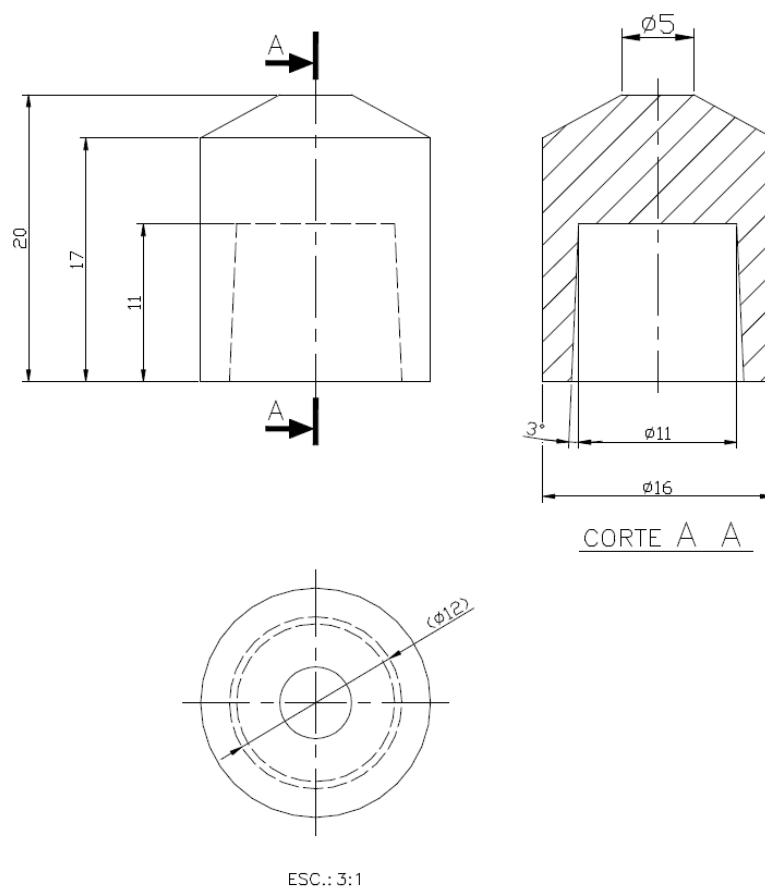
3.1.1.2. Eletrodo

Os eletrodos usados no experimento são do tipo 2 (RWMA 2.18200), mostrado na Tabela 1, fabricados pelo processo de usinagem com composição CuCr (1% Cr) com densidade de 8933 kg/m³ e dureza 75 HRB. São de cone truncado, com cone interno 1:10 com dimensões mostradas na Figura 45. (DIAS, 2011).

Como não há dados sobre demais propriedades do material nos estudos realizados por Dias (2011), foi utilizado como base para os cálculos, valores médios das propriedades do cobre encontrados no trabalho de Vural (2013), como mostra na Tabela 11.

Tabela 11: Propriedades para cobre utilizado por Vural (2013).

| Propriedade | Magnitude |
|---------------------------------|------------------------|
| Condutividade térmica [W/(m.K)] | 390,30 |
| Calor Específico [J/(kg.K)] | 397,80 |
| Resistividade [Ω .m] | $2,640 \times 10^{-8}$ |
| Limite de Resistência [MPa] | 83,00 |

**Figura 45:** Dimensão dos eletrodos tipo 2 em mm. (DIAS, 2011)

3.1.1.3. Fluido de Refrigeração: Água

As propriedades utilizadas para a água são de referência da biblioteca de materiais do programa ANSYS-CFX®, mostradas na Tabela 12.

Tabela 12: Propriedades da água utilizada na simulação (ANSYS®, 2013).

| Propriedade | Magnitude |
|---------------------------------|------------------------|
| Densidade [kg/m ³] | 997,0 |
| Condutividade Térmica [W/(m.K)] | 0,6069 |
| Calor Específico [J/(kg.K)] | 4.181,7 |
| Expansividade térmica [1/K] | 2,57x10 ⁻⁴ |
| Viscosidade Dinâmica [kg/(m.s)] | 8,889x10 ⁻⁴ |

3.1.2. Parâmetros de operação

Dias (2011), adotou a norma AWS (1997) para obtenção de referências de parâmetros de soldagem. O autor utilizou a máquina de solda ULTRASOLDA de 150 kVA de potência, refrigerada a água, com regulagem de potência na máquina. Usou-se corrente alternada com frequência de 60 Hz, com acionamento pneumático por pedal. Os parâmetros utilizados são mostrados na Tabela 13.

Tabela 13: Parâmetros de soldagem utilizados por Dias (2011).

| | | |
|------------------|---------------------------|------|
| Chapa | Espessura (mm) | 0,75 |
| Eletrodo | Tipo de Eletrodo | 2 |
| | Diâmetro da Face (mm) | 5,0 |
| | Força de Compressão (kgf) | 200 |
| | Refrigeração (L/min) | 4,0 |
| Máquina de Solda | Potência (%) | 52 |
| | Corrente de Solda (kA) | 7,79 |
| | Tempo de Corrente (cy) | 9 |
| | Tempo de Retenção (cy) | 5 |
| | Tempo de Abertura (cy) | 82 |

Chapas de espessura entre 0,70-0,79 mm, o resfriamento com vazão volumétrica de 4L/min com tolerância de $\pm 5\%$, com a temperatura do líquido refrigerante na entrada em 20°C com tolerância de ± 5 °C especificada pela norma AWS (1997).

3.1.2.1. Refrigeração

Para a análise da refrigeração foram consideradas três situações previstas pelos autores AWS (1997), Branco (2004) e Batista (2011). Onde em todas elas, a quantidade de calor gerado e a vazão de água possuem mesma magnitude, a diferença entre as condições está no formato e posicionamento do tubo de refrigeração.

A primeira condição considerada foi conforme descrita na norma AWS (1997), onde as dimensões do tubo de refrigeração precisam ter sua ponta chanfrada a 45 graus em relação a horizontal, com diâmetros externos e internos de 4,6 mm e 3,8 mm, respectivamente, para eletrodos do tipo 2. A posição do bocal de saída do tubo de refrigeração está em contato com a face de interna do eletrodo conforme mostrado na Figura 29.

Para a segunda condição, foi considerada uma distância média 4,75 mm entre o furo do tubo de refrigeração e a face interna do eletrodo, não havendo contato entre o eletrodo e tubo de refrigeração. Essa distância média foi baseada nos estudos de Branco (2004) e Batista (2011), que apesar dos limites inferiores e superiores dessa distância divergir em seus estudos, ambos entram em acordo sobre o utilizar as distâncias entre os limites de 4,5 mm a 5,0 mm. Em todos os casos o tempo para refrigeração é equivalente ao tempo de retenção mais o tempo de abertura ou pausa totalizando 87 cy.

3.2. Programa para Análise

Foram utilizados três pacotes do programa ANSYS Workbench ®: um para a geração da geometria o pacote de ANSYS DesignModeler, outro para geração da malha o ANSYS Meshing e o terceiro para simular as condições de geração e distribuição de calor por efeito Joule e escoamento do fluido no modelo, o pacote ANSYS CFX. Sendo

pelas mesmas condições de operação, realizadas análises de refrigeração verificando o comportamento do escoamento nos eletrodos.

O programa utiliza o método de volumes finitos (MVF), cujo desenvolvimento teve avanço nas pesquisas na década de 70, com a finalidade de sanar as limitações para problemas convectivos dominantes, dentre outros fatores, onde outros métodos possuíam certas imprecisões nos resultados. O MVF delimita um domínio dividido por uma série de volumes elementares, onde são calculadas as equações diferenciais aproximadas para cada volume obtido através do balanço de conservação da propriedade envolvida (massa, quantidade de movimento, entalpia, por exemplo.). (MALISKA, 1995)

3.2.1. Metodologia

Inicialmente foram simuladas as duas condições de operação conforme estudos de Dias (2011) para simulação de geração de calor com objetivo de reproduzir o efeito Joule causada segundo estabelece a Equação 21 da corrente alternada descrita por Vural (2013), inserindo o valor constante de corrente RMS mensurado como ótimo nos estudos de Dias (2011). Para esta análise foram consideradas apenas condições térmicas onde foi definida a geometria da chapa e do eletrodo conforme mostram as Figuras 37 e 45, respectivamente.

A simulação de geração de calor considerou a simetria no plano horizontal na interface das chapas e vertical no centro da solda. Com isso farão parte da análise, apenas um eletrodo e uma chapa serão dimensionados em 3D, conforme mostrado na Figura 48. Isso garantiu uma malha com menor tamanho, consumindo menos tempo de simulação e menor custo computacional, e suficiente para obter os resultados desejados.

Já para simulação de resfriamento, foram carregados os resultados da análise térmica para examinar o comportamento da taxa de resfriamento no eletrodo e na chapa. Neste modelo foi possível verificar o tipo e forma de escoamento do líquido refrigerante e ainda verificar as afirmativas dos autores, Branco (2004), Batista (2011), AWS (1997), quanto à posição do tubo de refrigeração e sua influência.

Foram utilizados valores médios para as propriedades dos materiais, onde não há variação das mesmas nem com o tempo e nem com a temperatura, mesmo a análise ocorrendo de forma transiente.

3.2.1.1. Aporte de Calor

O cálculo da geração de calor foi realizado com base na Equação 2, contudo não foi considerado o fator de dissipação de calor, uma vez que essa dissipação será também analisada na simulação. Como visto anteriormente a resistência elétrica total do sistema possui dois estágios, um estático e um dinâmico, em cada caso é feito o somatório das resistências de contato, de materiais e de películas.

Para o presente trabalho foram considerados apenas os valores médios da resistência estática, uma vez que para o cálculo da resistência dinâmica é preciso analisar a variação das resistências de contato que dependem tanto das tensões quanto da temperatura, e a resistência do material, que aumenta conforme em função da temperatura.

Para o cálculo da resistência elétrica do revestimento foi considerado a Equação 7, substituindo os valores na equação para condição conforme Tabela 14 e de acordo com os experimentos de Dias (2011) tem:

Tabela 14: Dados da resistência elétrica do revestimento

| Variáveis | Magnitude | Unidade |
|-----------|------------------------|----------------|
| R_{pel} | $7,79 \times 10^{-10}$ | [Ω] |
| ρ_l | $5,90 \times 10^{-8}$ | [$\Omega.m$] |
| ξ | 0,7 | [] |
| H | 37 | RHB |
| F | 1961,33 | [N] |

Onde:

R_{pel} é a resistência do revestimento. [Ω]

ρ_l é a resistividade do revestimento ou da película contaminante. [$\Omega.m$]

ξ é o fator de pressão. [0,2 para superfície elástica, 1,0 para superfície plástica e 0,7 uma aproximação razoável segundo Nascimento (2008)].

H é a dureza do material. [RHB]

F é a força compressiva aplicada pelos eletrodos. [N]

Para calcular a resistência do material, ou seja, do aço IF e do Eletrodo de CuCr, foi considerado uma distância característica percorrida pela corrente elétrica comum a ambos os materiais no valor de duas vezes a espessura da chapa. Assim, utilizando a Equação 6, foi calculada a resistência elétrica para esses materiais, como mostra a Tabela 15. Estes mesmos valores são válidos para ambas as condições de simulação uma vez que o material e o tipo de eletrodo são os mesmos.

Tabela 15: Dados da resistência elétrica das chapas e eletrodo

| Variáveis | Chapa aço IF | Eletrodo tipo-2, CuCr | Unidade |
|----------------|-----------------------|-----------------------|----------------------|
| $R_{material}$ | $5,42 \times 10^{-6}$ | $2,38 \times 10^{-6}$ | [Ω] |
| ρ | $1,42 \times 10^{-7}$ | $6,24 \times 10^{-8}$ | [$\Omega \cdot m$] |
| L | $0,75 \times 10^{-3}$ | $0,75 \times 10^{-3}$ | [m] |
| A | $1,96 \times 10^{-5}$ | $1,96 \times 10^{-5}$ | [m ²] |

Onde:

$R_{material}$ - resistência elétrica do material

ρ - coeficiente de resistividade do material da chapa a 25 °C

L - distância característica percorrida

A - área de contato entre a chapa e o eletrodo

A resistência elétrica no contato das duas chapas e no contato entre eletrodo e chapa é determinada pela Equação 12, cuja função é determinar a resistividade elétrica relativa no contato entre as peças, podendo ser calculada tanto para fase estática quanto para fase dinâmica. A tabela 17 mostra os valores para cada resistência de contato em cada condição aplicada.

Tabela 16: Dados da resistência elétrica de contato.

| Variáveis | Magnitude | Unidade |
|--------------------------|------------------------|----------------|
| $R_{chapa-chapa}$ | $2,97 \times 10^{-5}$ | [Ω] |
| $R_{chapa-eletrodo}$ | $5,99 \times 10^{-6}$ | [Ω] |
| ρ_{chapa} | $1,42 \times 10^{-7}$ | [$\Omega.m$] |
| $\rho_{eletrodo}$ | $6,24 \times 10^{-8}$ | [$\Omega.m$] |
| $\rho_{contaminantes}$ | $7,79 \times 10^{-10}$ | [$\Omega.m$] |
| $\sigma_{soft-chapa}$ | 182 | [MPa] |
| $\sigma_{soft-eletrodo}$ | 83 | [MPa] |
| σ_n | 99,89 | [MPa] |

Onde: σ_{soft} é a tensão de escoamento [MPa].

σ_n é a pressão média normal interface de contato [MPa].

ρ_{chapa} e $\rho_{eletrodo}$ são as resistividades dos materiais [$\Omega.m$].

$\rho_{contaminantes}$ é a resistividade de resíduos contaminantes presentes na superfície de contato incluindo revestimentos, para o presente cálculo foi considerado a resistividade do revestimento como contaminante calculada pela Equação 7 [$\Omega.m$].

Realizando o somatório das resistências de contato, dos materiais e do revestimento é obtido o valor da resistência total no valor de $5,73 \times 10^{-5}$ [Ω].

A geração de calor será realizada com base na corrente elétrica. Será utilizada a Equação 21 de Vural (2013), que determina um perfil de corrente alternada em função na corrente efetiva (I_{rms}). Para a análise com parâmetros de soldagem de Dias (2011) a corrente $I_{rms} = 7,79$ kA aplicada a um tempo de corrente 9 cy. A Figura 46 e a Figura 47 mostram os perfis de corrente elétrica alternada e contínua de acordo com cada dado de operação.

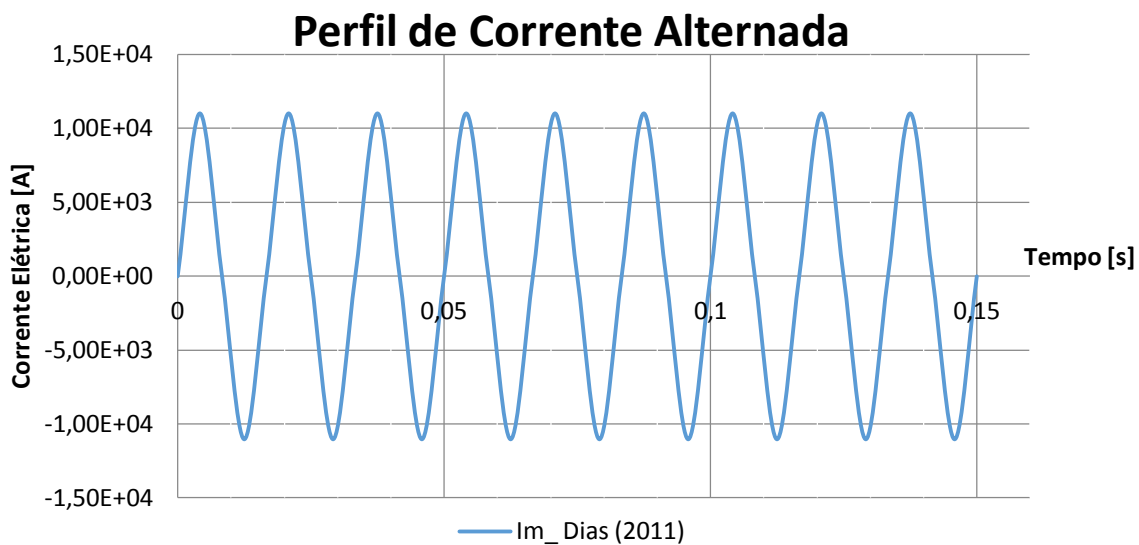


Figura 46: Perfil de corrente alternada segundo condições de operação de Dias (2011).

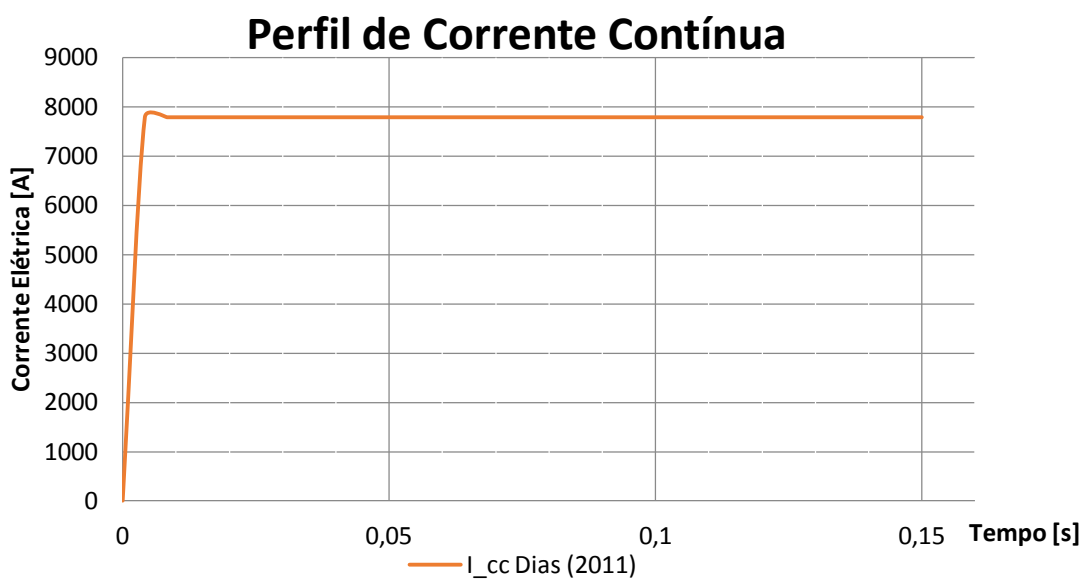


Figura 47: Perfil de corrente contínua usando condições de operação de Dias (2011).

Uma vez que existe variação do perfil de corrente elétrica com o passar do tempo, a geração de calor também varia e por esse motivo as simulações foram realizadas em regime transiente.

3.3. Geometria

As geometrias foram confeccionadas com o objetivo de serem utilizadas para as duas simulações, a de geração térmica e a de resfriamento, sendo necessário apenas alterar a condição de contorno entre as simulações. Ao todo foram criados dois modelos, na geometria sólida: chapa e eletrodo. Não há alterações em sua estrutura geométrica, sendo apenas a geometria do fluido alterada devido à mudança de posição do tubo de refrigeração. A Figura 48 mostra a geometria para condição de contato segundo determina a AWS (1997), onde o tubo e a face interna do eletrodo possuem contato. Para a geometria da chapa foram usadas as dimensões conforme estabelecido pela norma AWS (1997), na primeira linha da Tabela 05 e na Figura 37.

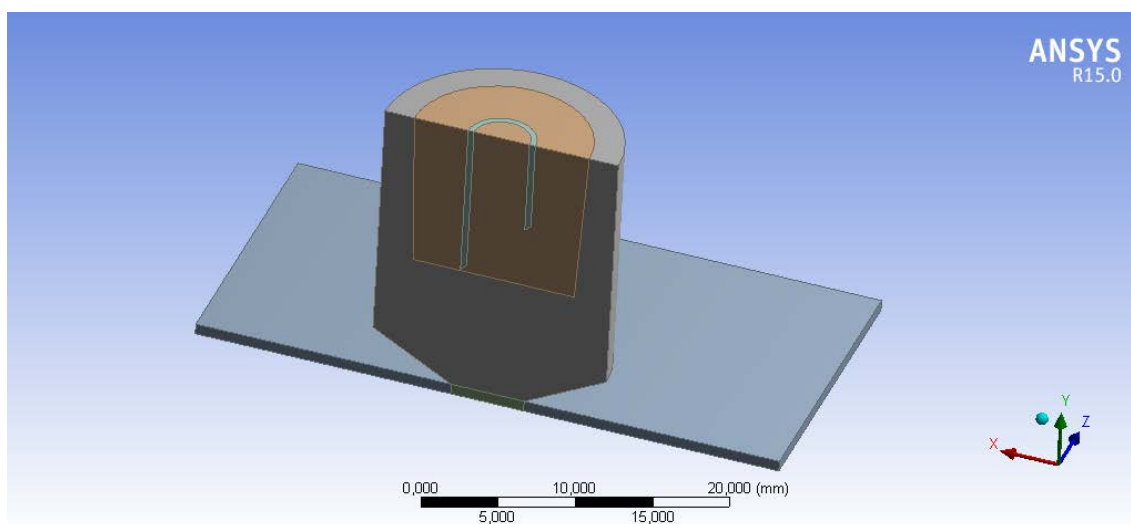


Figura 48: Geometria sob condições AWS (1997).

A condição descrita por Branco (2004) e por Batista (2011) é mostrada a seguir pela Figura 49, onde a distância entre o tubo e a face interna do eletrodo de 4,75 mm.

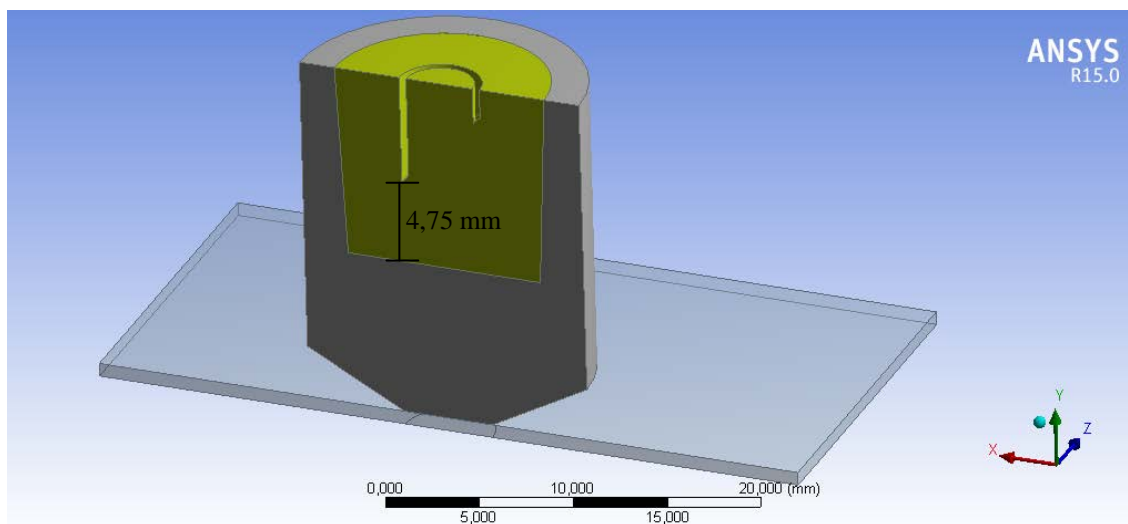


Figura 49: Geometria sob condições de Branco (2004) e de Batista (2011).

3.4. Geração de Malha

A seguir são mostradas as malhas utilizadas, geradas para as análises no presente trabalho. Foi realizado um estudo de convergência de resultados para simulações estacionárias onde foram feitos ajustes para o tamanho e tipo de elemento da malha para cada componente simulado (chapa, eletrodo e fluido). Foram realizados à medida que os primeiros resultados foram surgindo até que se chegou a uma malha que produzisse resultados com boa qualidade de precisão e que atendesse ao critério de convergência de Courant (Co) para análise transiente do escoamento do fluido. O ANEXO A mostra a análise de convergência realizada. Este critério define a convergência do passo de tempo, que é essencial para precisão de resultados transientes, e é altamente dependente do tamanho da malha. A Equação 41 mostra a definição unidimensional que pode ser expandida para todas as direções.

Segundo ANSYS® (2013), o passo de tempo para análises transientes deve determinado considerando número de Courant pequeno o suficiente para manter estabilidade numérica, considerando que para cálculos transitórios para *Large Eddy Simulation* (LES) seja igual a um, uma vez que este tipo de análise demanda um alto custo computacional devido ao refinamento de malha, o valor usado no presente modelo como 10 é considerado razoável, sendo suficiente para resolver detalhes do escoamento. Vale resaltar que o programa ANSYS CFX® possui um código implícito que não depende de um valor muito baixo de Courant para estabilidade numérica.

$$Co = \frac{u\Delta t}{\Delta x} \quad (41)$$

Onde: Co é o número adimensional de Courant;

u é velocidade média do fluido;

Δt é o passo de tempo da simulação

Δx é o tamanho médio dos elementos na direção x.

Para simular a condição de contato AWS (1997) entre o tubo e a face interna do eletrodo, foi considerado um espaçamento entre eles de 0,1 mm, conforme mostra Figura 50. Foi preciso esse espaçamento para garantir a qualidade de malha. Por causa do ângulo acentuado da estrutura do tubo de refrigeração e ínfimo contato entre as partes, a geração de malha foi prejudicada, gerando malhas com volumes elementares de baixa qualidade, quanto ao ângulo de ortogonalidade dos elementos e a baixa razão de aspecto dos elementos na região de interesse de análise. O conceito de ortogonalidade dos elementos de malha está associado com o quão os ângulos entre faces de elementos ou entre arestas de elementos adjacentes estão próximo de um ângulo ótimo (90° para elementos com faces quadrilaterais e 60° para elementos com faces triangulares). O ângulo de ortogonalidade mínimo, que é o pior ângulo de ortogonalidade da malha permitido pelo programa ANSYS CFX®, deve ter um valor superior a 10° . Ângulos abaixo de 10° amplificam os erros de discretização, e culminam em divergência de resultados. O programa ANSYS CFX® possui algoritmo próprio para verificação de qualidade de malha, e quando a malha não atende a esse padrão de qualidade é indicado um erro de leitura do arquivo de malha. (ANSYS®, 2013)

A malha do domínio fluido possui 157.676 nós e 467.173 elementos com tamanho médio de 0,2 mm, com elementos tetraédricos com camadas de refino por elementos prismáticos próximos as paredes para que seja capturado o "efeito de parede", como mostra a Figura 50. Este efeito considera os efeitos da camada limite sobre o escoamento e a transferência de calor, (ANSYS®, 2013).

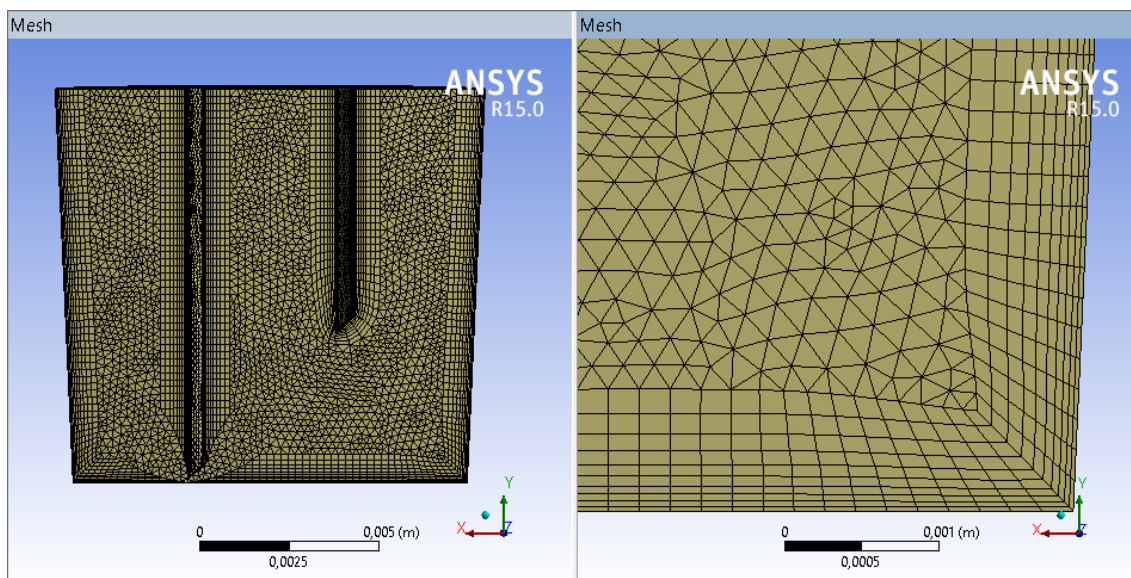


Figura 50: Malha do domínio fluido vista pelo plano de simetria (à esquerda) e detalhe do elemento prismático (à direita).

A malha do domínio eletrodo possui 58.849 nós e 72.839 elementos gerados com malha hexaédrica dominante, conforme mostra Figura 51. Considerando o tamanho dos elementos no eletrodo próximo da interface com a chapa é de 0,075 mm e próximo à interface com o fluido é de 0,2 mm.

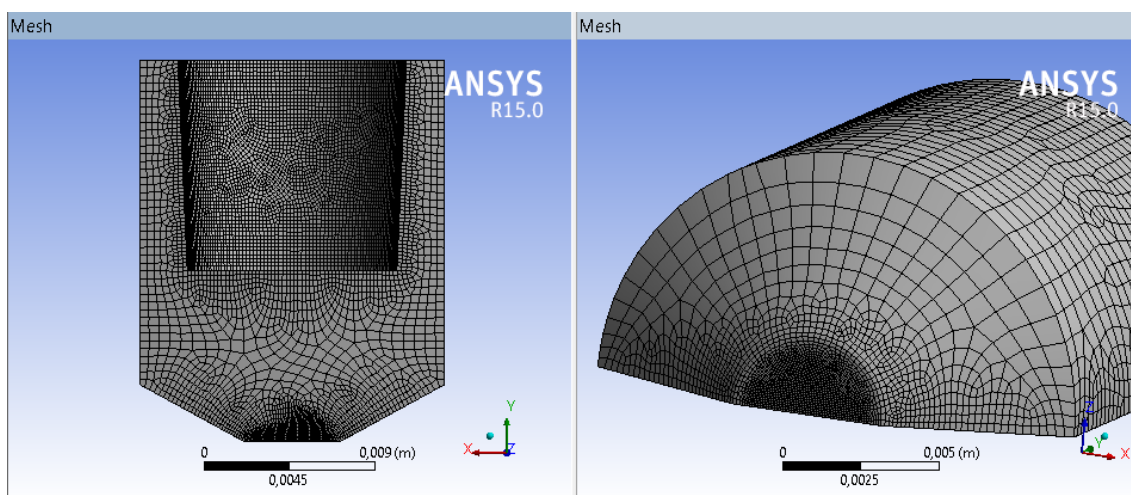


Figura 51: Malha do domínio eletrodo vista pelo plano de simetria (à esquerda) e o detalhe do refino na região de interface com a chapa (à direita).

A malha do domínio chapa possui 368.677 nós e 84.667 elementos gerados com malha hexaédrica dominante, conforme mostra Figura 52. Foram consideradas duas regiões, uma é o volume imediatamente abaixo da área da interface com o eletrodo, cujo

tamanho médio dos elementos é de 0,075mm e para o restante da chapa considerou-se o tamanho médio de 1,0 mm.

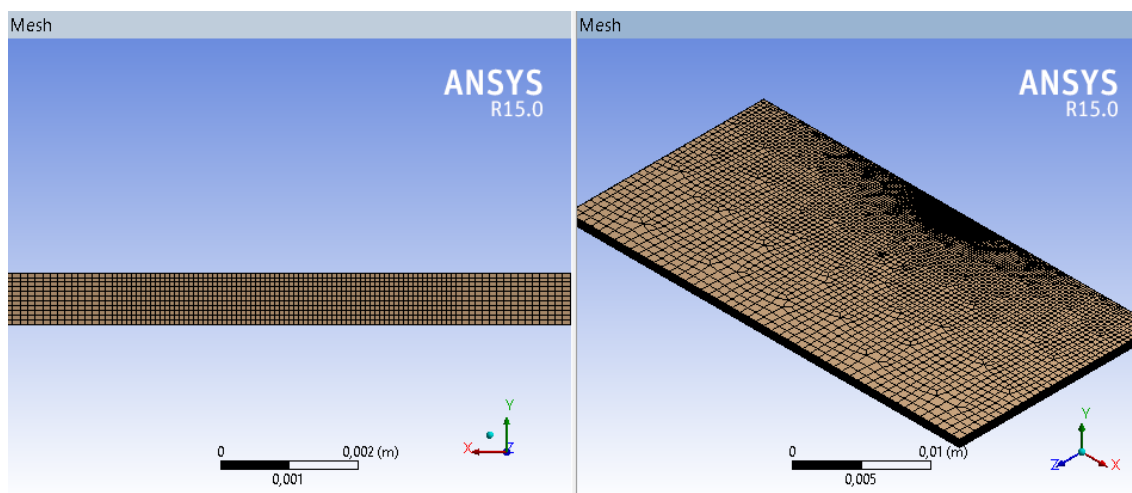


Figura 52: Malha do domínio chapa vista pelo plano de simetria (à esquerda) e detalhe do elemento prismático (à direita).

Para a condição descrita por Branco (2004) e por Batista (2011), as malhas do eletrodo e da chapa foram às mesmas, já mostradas na Figura 51 e na Figura 52, respectivamente. Foi necessário apenas gerar uma nova malha para o domínio fluido com distância de 4,75 mm entre o tubo de refrigeração e a face interna do eletrodo. A malha do domínio fluido possui 149.703 nós e 490.884 elementos com tamanho médio de 0,2 mm, com elementos tetraédricos com camadas de refino por elementos prismáticos próximos as paredes para que seja capturado o "efeito de parede", como mostra a Figura 53.

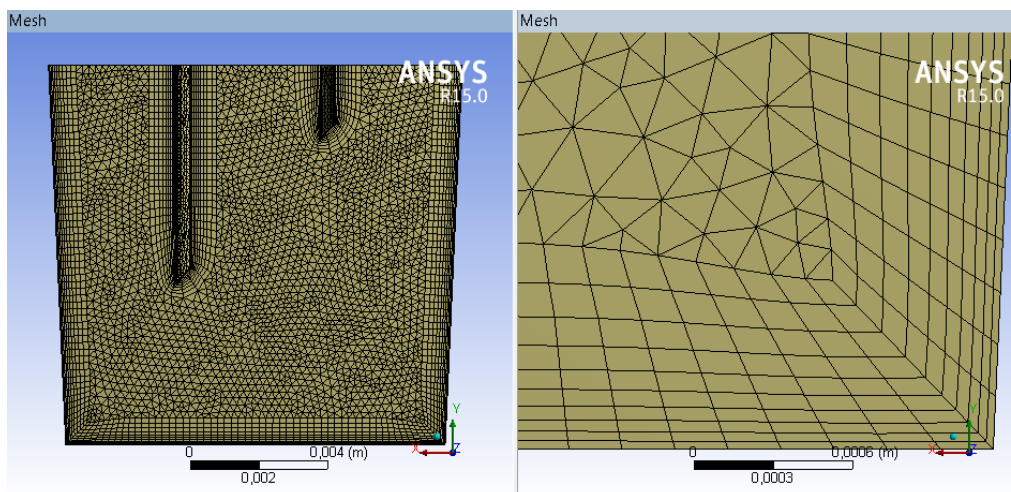


Figura 53: Malha do domínio fluido vista pelo plano de simetria (à esquerda) e detalhe do refino na região de interface com a chapa (à direita).

3.5. Estudo Geração de Calor

Este modelo tem como foco principal mostrar a geração de calor pelo efeito Joule e o gradiente de temperatura criado por consequência. Neste caso não será levando em consideração outras iterações físicas inerentes ao processo de soldagem por RSW, como por exemplo, a tensão gerada pela aplicação da força dos eletrodos ou pela expansão térmica devido às mudanças de estado físico das chapas que ocorrem no processo e nem mesmo é considerada variações na microestrutura. É possível sugerir que haja mudança de estado físico apenas por conta das temperaturas atingidas em certas regiões.

3.5.1. Condições de Contorno

Como tipo de análise utilizou-se o regime transiente com tempo de duração de 0,15 segundos para o modelo com condições operacionais de Dias (2011). Com o passo de tempo igual a $3,4 \times 10^{-4}$ segundos, calculado conforme Equação 41 para um tamanho de malha médio de 0,2 mm e tempo inicial de simulação igual à zero.

Tanto para a simulação com condição de contato entre o tubo e a face interna do eletrodo segundo AWS (1997), quanto de acordo com Branco (2004) e por Batista (2011), foi considerado na entrada do domínio fluido um perfil de velocidade calculado

de forma a ser considerado que o escoamento ocorra já como totalmente desenvolvido, não havendo a necessidade de prolongar o domínio fluido economizando assim, tempo e custo computacional. O cálculo do perfil de velocidade na entrada foi abordado segundo dimensões da geometria do tubo e condições do escoamento. Reforçando que a configuração do escoamento do líquido refrigerante tido como turbulento mostrado no item 2.2.1, a confirmação deste fato é dada segundo resultado do número de Reynolds médio, calculado de acordo com Equação 30 mostrado abaixo.

$$Re_{\text{médio}} = \frac{\rho V_{\text{médio}} D}{\mu} = \frac{997 \cdot 5,88 \cdot 3,8 \times 10^{-3}}{8,889 \times 10^{-4}} = 25.054,04$$

Para determinar a velocidade média utilizada no cálculo do número de Reynolds médio, deve-se usar a Equação 42, segundo Munson, Young e Okiishi (2004). Os dados de vazão volumétrica e área de entrada do fluido pelo tubo de refrigeração foram fornecidos pelos experimentos de Dias (2011) e Lopes (2015).

$$V_{\text{médio}} = \frac{Q}{A} = \frac{4 \left[\frac{L}{min} \right] \cdot 1,66667 \times 10^{-5} [m^3/s]}{\pi \cdot \left(\frac{3,8 \times 10^{-3}}{2} \right)^2 [m^2]} = 5,88 [m/s] \quad (42)$$

Munson, Young e Okiishi (2004), explicam em sua obra que para o cálculo do perfil de velocidade em um tubo de seção transversal circular é razoável utilizar a velocidade média do fluido como aproximação para o cálculo da velocidade máxima do fluido. Utilizando a Equação 43, descrita por Munson, Young e Okiishi (2004), foi possível gerar o perfil de velocidade para escoamento interno plenamente desenvolvido em um tubo de seção transversal circular.

$$u = V_{\text{MAX}} \left(\frac{r}{R} \right)^{1/n} \quad (43)$$

Onde: u é a velocidade do fluido alinhado ao eixo do tubo;

V_{MAX} é a velocidade máxima do fluido;

r é a distância de um ponto radial ao eixo do tubo, considerando o uso de coordenadas cartesianas no modelo, temos que $r = \sqrt{x^2 + z^2}$ com " x " e " z " sendo as posições do ponto no plano XZ;

R é o raio interno do tubo;

n é o expoente de camada limite, calculado segundo Equação 44;

$$n = -1,7 + 1,8 \cdot \log (Re_{MAX}) \quad (44)$$

Onde Re_{MAX} é o número de Reynold pela velocidade máxima, calculado pela Equação 45;

$$Re_{MAX} = \frac{\rho V_{MAX} D}{\mu} \quad (45)$$

Para calcular a velocidade máxima do fluido em um tubo de seção transversal circular, foi utilizada a Equação 46, como indicado por Munson, Young e Okiishi (2004). Foi utilizado $V_{méd}$ igual a 5,88 m/s, como valor inicial para começar o processo iterativo entre as Equações 44, 45 e 46 até a convergência dos resultados, gerando o perfil de velocidade como mostra pela Figura 54.

$$V_{MAX} = \frac{V_{médio} \cdot (1 + n) \cdot (2n + 1)}{2n^2} \quad (46)$$

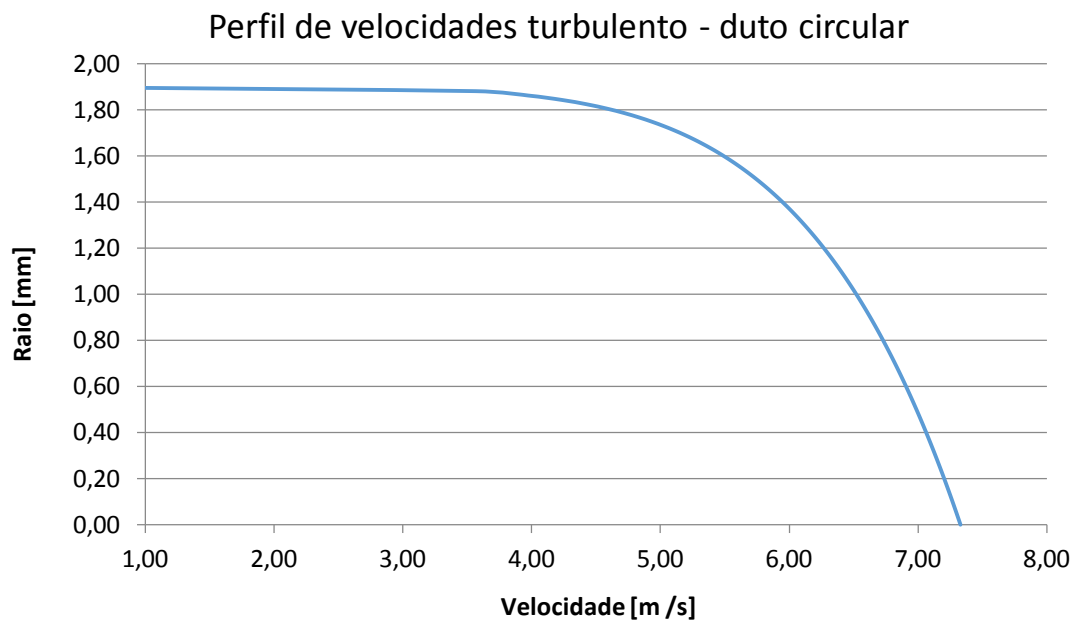


Figura 54: Perfil de velocidade analítico como condição de contorno na entrada do domínio fluido.

No domínio fluido, mostrado na Figura 55 para a condição de contato AWS (1997) e Figura 56 para condição de Branco (2004) e por Batista (2011), é utilizado o modelo transferência de calor *Thermal Energy*, cujo modelo é próprio para análises onde o fluido é incompressível e de baixa velocidade, ainda em regime subsônico. Foi escolhido o modelo de turbulência *Shear Stress Transfer* (SST), que é um modelo de turbulência robusto e com bastante acurácia no tratamento próximo a parede e para transferência de calor com paredes sólidas. Ele intercala dois métodos de turbulência, o método K-Épsilon utilizado em regiões onde não há mudanças bruscas da taxa de tensão média no fluido e locais longe da camada limite e o método de K-Ômega que é própria para cálculo nas regiões próximas as paredes, obtendo resultados dos efeitos da camada limite, assim de forma automática a cada iteração o programa escolherá para cada região o melhor modelo de turbulência deve utilizar. Como condição inicial foi determinada velocidade normal à entrada de 1 m/s, pressão relativa de 0 Pascal, temperatura de 25°C e turbulência média de intensidade 5%.

Para Entrada foi considerada o tipo de contorno como *inlet* com regime subsônico, já que a o número Mach é menor do que 1 ($Ma = \frac{V_{fluido}}{V_{som}}$), a velocidade na entrada está de acordo com perfil de velocidade da Figura 54, turbulência média com intensidade de 5% (recomendado por ANSYS CFX® quando não há certeza o nível de turbulência na região) e temperatura estática de 25°C. Na Saída foi escolhido o tipo de contorno *outlet*, regime subsônico, pressão média de 0 [Pa]. A Simetria do modelo foi selecionada como condição simples de simetria. A Parede possui condição de não deslizamento em tubo liso e adiabático. Na Interface Fluido-Eletrodo foi condicionado o fluxo conservativo na interface.

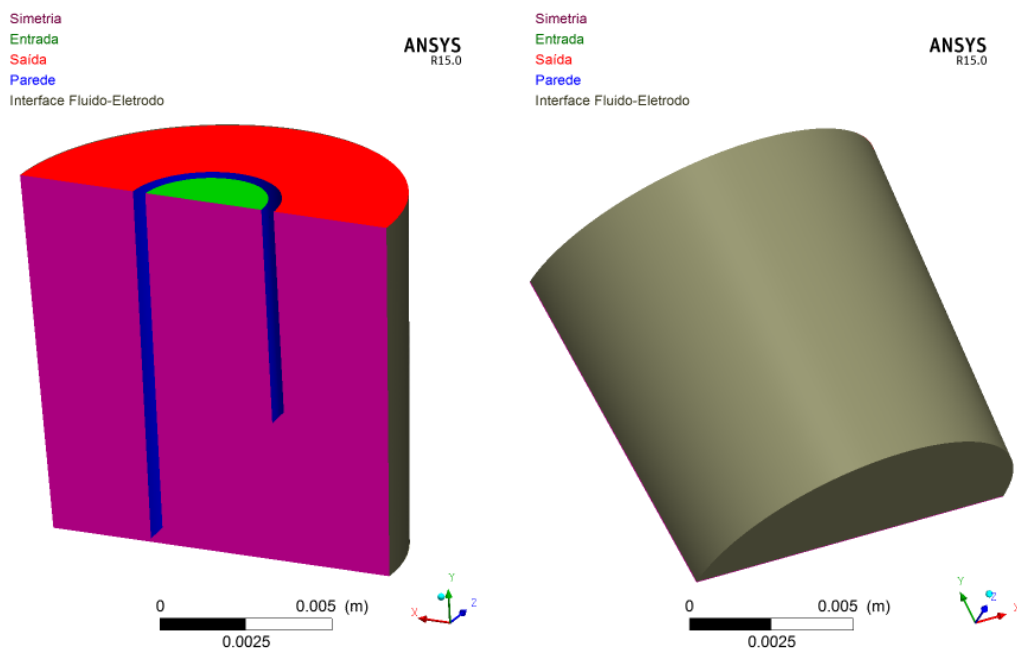


Figura 55: Condições de contorno para o domínio fluido com condição de contato AWS (1977).

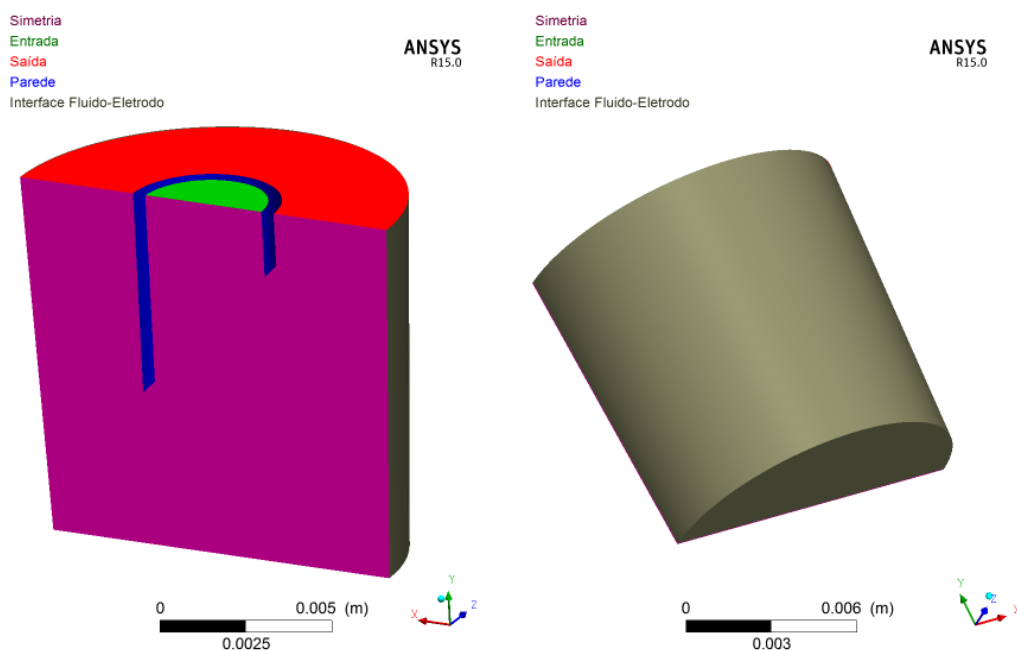


Figura 56: Condições de contorno para o domínio fluido com condição de contato Branco (2004) e por Batista (2011).

No domínio sólido do eletrodo mostrado na Figura 57, é considerado o modelo de transferência de calor como sendo o *Thermal Energy*, e como condição de contorno a

temperatura ambiente de 25°C. Para a Simetria, foi selecionada a condição simples de simetria. Nas Interfaces Eletrodo-Fluido e Eletrodo-Chapa foi condicionado o fluxo conservativo na interface. Em Parede, as superfícies em contato com o ar com temperatura de 25°C, foi considerado um coeficiente de convecção médio para cada face e calculado conforme as Equações 34 e 35, a Tabela 17 mostra o resultado. Para o cálculo foi considerado temperatura média para as regiões considerando as referências bibliográficas pesquisadas de Rao (2009), Molenda (2010), Vural (2011) e Yueng e Thornton (1999), e a forma de calcular o coeficiente de transferência térmica por convecção natural apresentado por Day (2012) e por Incropera *et al.*, (2008) são mostrados no ANEXO B.

Tabela 17: Coeficiente de Transferência Térmica por Convecção Natural.

| Variáveis | Descrição | Eletrodo Face Horizontal | Eletrodo Face Vertical | Eletrodo Face Inclinada | Unidade |
|-----------|--------------------------------|--------------------------|------------------------|-------------------------|------------------------|
| h | Coeficiente de convecção médio | 10,05 | 19,44 | 20,66 | W/(m ² . K) |

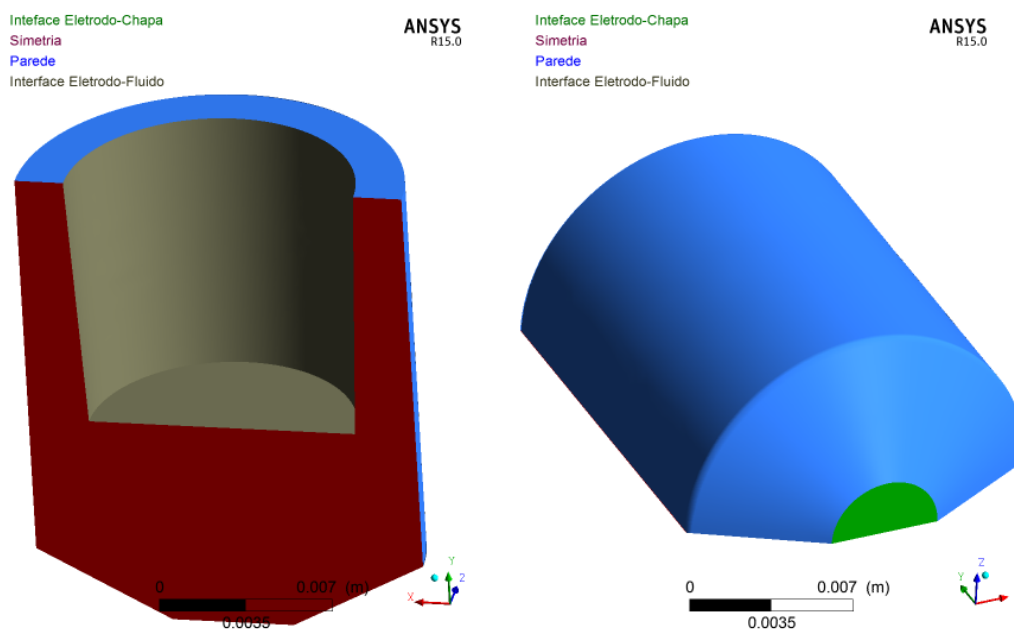


Figura 57: Condições de contorno para o domínio eletrodo.

No domínio sólido do chapa mostrado na Figura 58, é considerado o modelo de transferência de calor como sendo o *Thermal Energy*, e como condição de contorno a temperatura ambiente de 25°C. Nas Interfaces Chapa-Eletrodo foi condicionado o fluxo conservativo na interface. Na região denominada Parede, as superfícies em contato com o ar foi considerado um coeficiente de convecção de 10,05 [W/(m².K)] com temperatura do ar a 25°C. Para geração de calor foi considerado o uso do fluxo de calor como sendo a potência gerada pelo efeito Joule, considerando o perfil de corrente elétrica para cada caso, dividida pela área de contato entre o eletrodo e chapa.

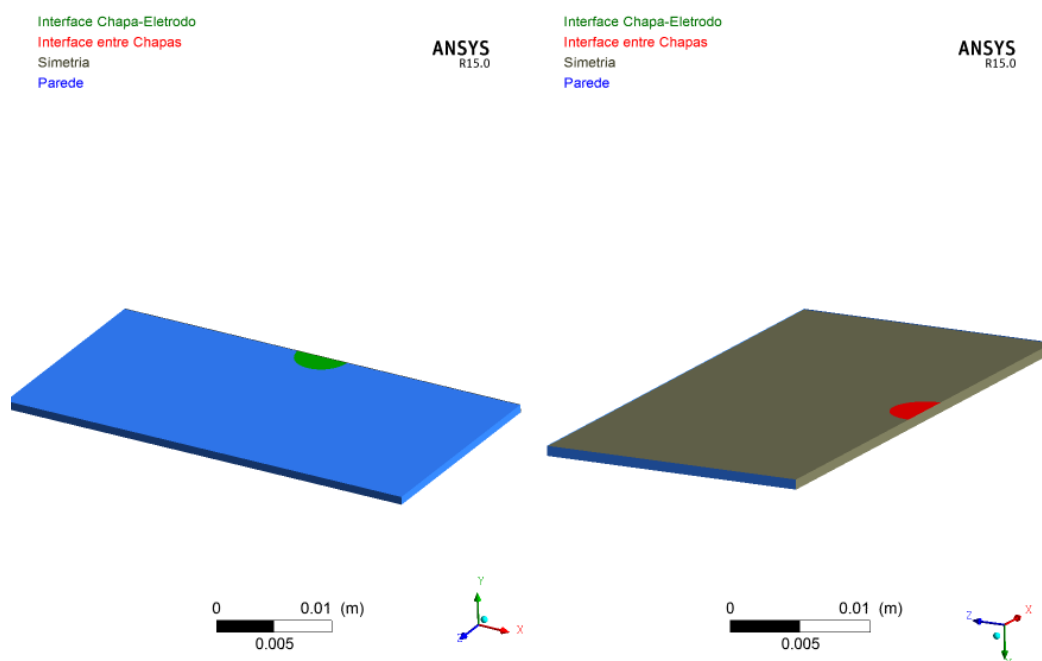


Figura 58: Condições de contorno para o domínio chapa.

Como critério de convergência aplicou-se o esquema de *High Resolution*. Com no máximo 100 iterações por passo de tempo e um critério de convergência RMS *Root Mean Square* igual a 10^{-5} .

3.6. Estudo Resfriamento

Este modelo tem como objetivo principal a análise do escoamento dentro do eletrodo, bem como a geração da taxa de resfriamento do ponto de solda. Do mesmo modo, este modelo não está configurado para atender variações de estados físicos ou variações da microestrutura.

3.6.1. Condições de Contorno

Como tipo de análise utilizou-se o regime transiente com tempo de duração de 1,45 segundos. Como passo de tempo igual a $3,4 \times 10^{-4}$, calculado conforme Equação 41 para um tamanho de malha médio de 0,2 mm e tempo inicial de simulação igual a 0,15 segundos para o modelo com condições operacionais de Dias (2011).

As condições de contorno para o domínio fluido são as mesmas da simulação de geração de calor em ambas as condições de distanciamento entre o tubo de refrigeração e a face interna do eletrodo.

As condições de contorno para o domínio do eletrodo são as mesmas da simulação de geração de calor.

As condições de contorno para o domínio da chapa são as mesmas com exceção da superfície de interface entre chapas, que na simulação de geração de calor era considerada como a fonte de geração de calor, e na análise do resfriamento é considerada como simetria e sem geração de calor na mesma, conforme mostra a Figura 59.

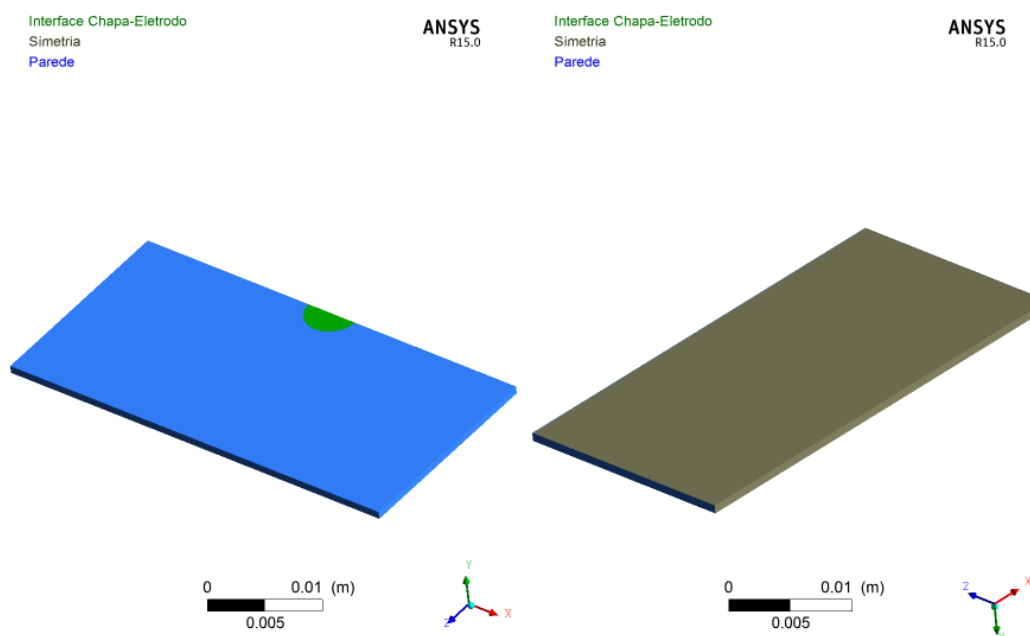


Figura 59: Condições de contorno para o domínio chapa para resfriamento.

Como critério de convergência foi aplicado-se o esquema de *High Resolution*. Com no máximo 100 iterações por passo de tempo e um critério de convergência RMS (*Root Mean Square*) igual a 10^{-5} . Utilizado como critério de interrupção da simulação o valor máximo da temperatura alcançada no domínio da chapa for de 25°C. A Tabela 18 mostra o resumo das simulações realizadas neste estudo.

Tabela 18: Relação de simulações realizadas.

| Caso | Perfil de Corrente Elétrica | Tipo de Estudo | Condição de contato entre tubo e face interna do eletrodo |
|------|-----------------------------|------------------|---|
| 01 | Alternada | Geração de Calor | AWS (1997) |
| | Alternada | Resfriamento | AWS (1997) |
| 02 | Contínua | Geração de Calor | AWS (1997) |
| | Contínua | Resfriamento | AWS (1997) |
| 03 | Alternada | Geração de Calor | Branco (2004) e por Batista (2011) |
| | Alternada | Resfriamento | Branco (2004) e por Batista (2011) |
| 04 | Contínua | Geração de Calor | Branco (2004) e por Batista (2011) |
| | Contínua | Resfriamento | Branco (2004) e por Batista (2011) |

Capítulo 4

Resultados e Discussão

A seguir são retratados os resultados das simulações realizadas para os casos descritos na Tabela 18. Serão mostrados em sequência os resultados do escoamento e da distribuição de temperatura no eletrodo e chapa. Onde foram considerados os valores de temperatura de fusão e de ebulição do aço, do eletrodo e do revestimento conforme Tabela 19.

Tabela 19: Pontos de fusão e ebulição.

| Material | Ponto de Fusão [°C] | Ponto de Ebulição [°C] |
|--------------------|---------------------|------------------------|
| Revestimento | 420 | 905 |
| Aço IF | 1490 | 2738 |
| Eletrodo (CuCr 1%) | 900 | - |
| Água | 0 | 100 |

4.1. Caso 01

A Figura 60 mostra o resultado das linhas de corrente no domínio Fluido do caso 01 que percorrem desde a entrada até a saída do domínio, mostrando ainda a variação da velocidade do fluido na entrada devido ao perfil de velocidade calculado, conforme Figura 54

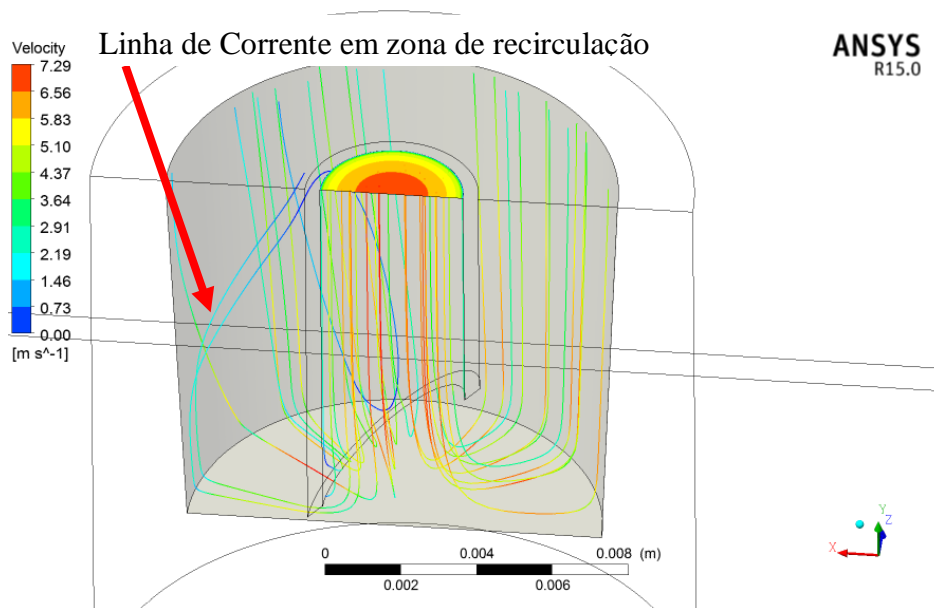


Figura 60: Linhas de corrente do fluido - Caso 01: t=0,15s.

A Figura 61 mostra a velocidade do fluido no plano de simetria XY, evidenciando a diferença de velocidade do fluido devido ao chanfro do tubo de refrigeração e ao contato entre esse mesmo tubo e a face interna do eletrodo. Na região onde as partes estão em contato, é notório a redução de velocidade que se dá devido à recirculação de fluido, fenômeno que reduz consideravelmente a velocidade no local, como mostrado na Figura 60. Ainda é possível verificar o ponto de estagnação no centro da parte inferior e nos cantos vivos das paredes internas do eletrodo o que dificulta a troca de calor na região.

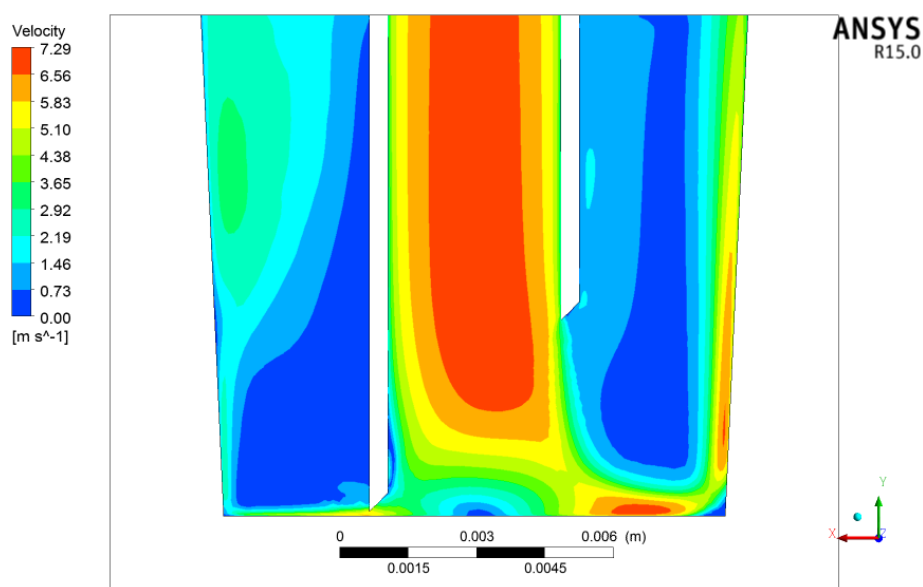


Figura 61: Velocidade do fluido no plano de simetria - Caso 01: t=0,15s.

A Figura 62 mostra a distribuição de temperatura no fluido no plano de simetria, é perceptível a influência da velocidade baixa na região de recirculação na transferência de calor da parede para o fluido.

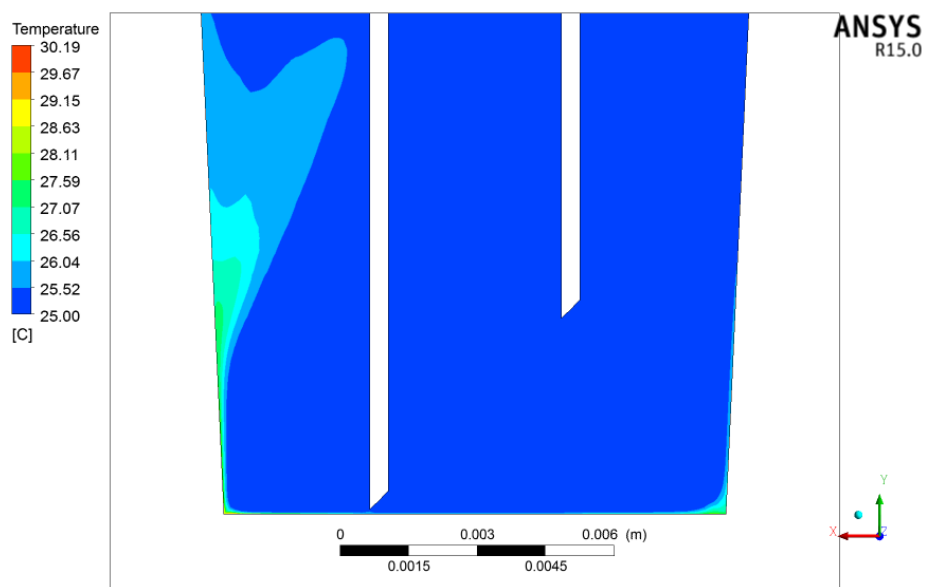


Figura 62: Temperatura do fluido no plano de simetria - Caso 01: $t=0,15s$.

A Figura 63 mostra o resultado da distribuição de temperatura no fluido próximo às paredes internas do eletrodo. A concentração de temperatura no fluido é explicada devido ao canto vivo da geometria do eletrodo e destas regiões do fluido possuem baixa velocidade por conta do tipo de geometria e, portanto uma transferência de calor menos eficiente.

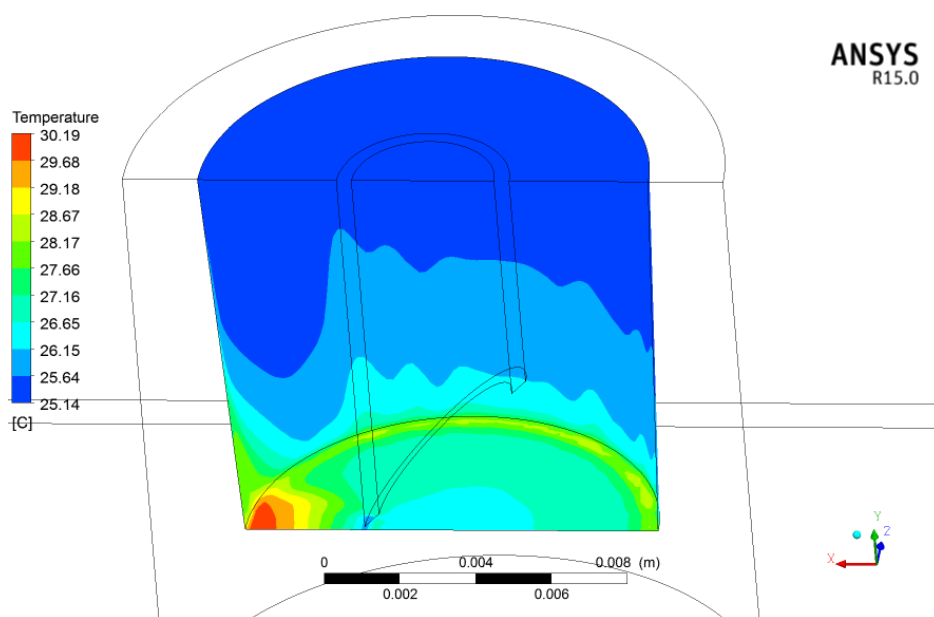


Figura 63: Temperatura do fluido próximo a parede do eletrodo - Caso 01: $t=0,15s$.

A Figura 64 mostra a pressão que o fluido exerce nas paredes do eletrodo. A distribuição de pressão na região central e nos cantos vivos da geometria é maior, o que denota uma redução da velocidade do fluido nessas regiões, como visto na Figura 61.

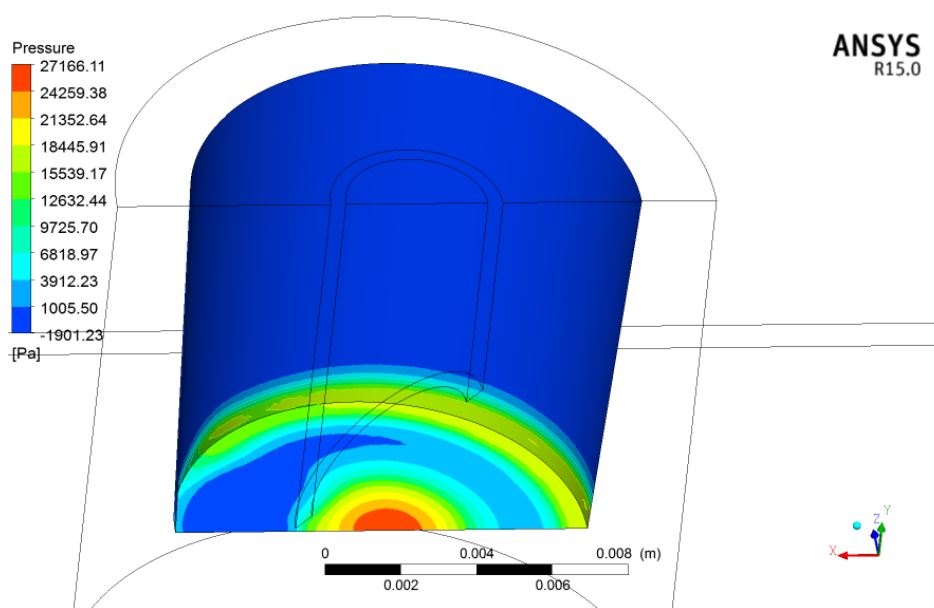


Figura 64: Pressão nas paredes do eletrodo - Caso 01: $t=0,15s$.

A Figura 65 mostra a distribuição de temperatura na parede interna do Eletrodo, mostrando a influência da baixa velocidade do fluido na região central e cantos vivos mostrados na Figura 61.

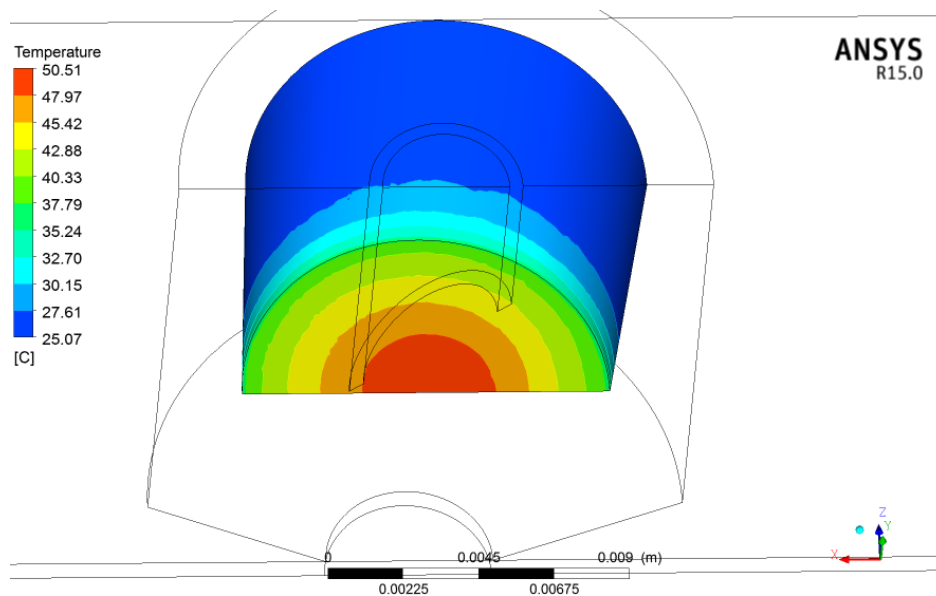


Figura 65: Temperatura na parede do eletrodo - Caso 01: $t=0,15s$.

A Figura 66 mostra a distribuição de temperatura no eletrodo no plano de simetria XY. Verifica-se que o valor de temperatura máxima ficou abaixo do ponto de fusão do eletrodo.

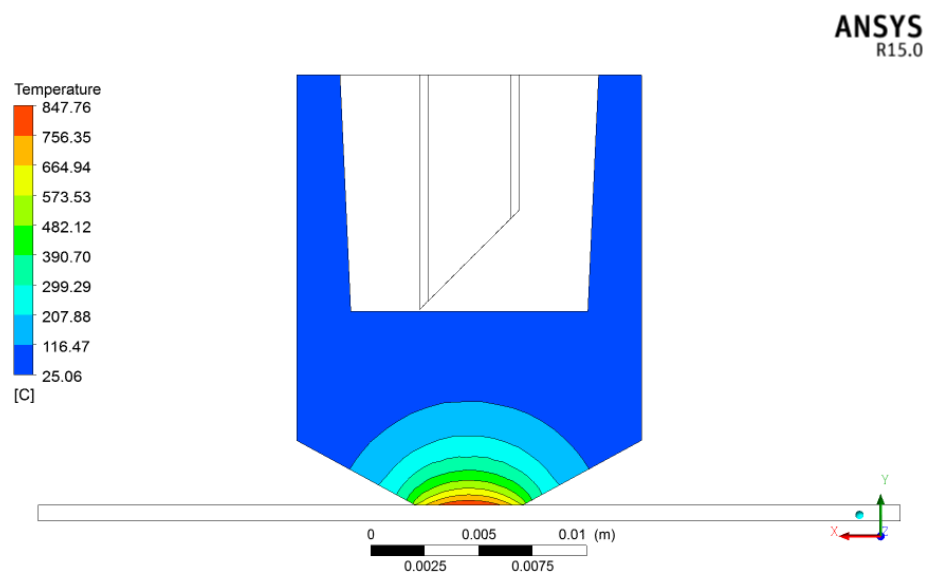


Figura 66: Temperatura do eletrodo no plano de simetria - Caso 01: $t=0,15s$.

A Figura 67 mostra a distribuição de temperatura do eletrodo nas superfícies em contato com o ar.

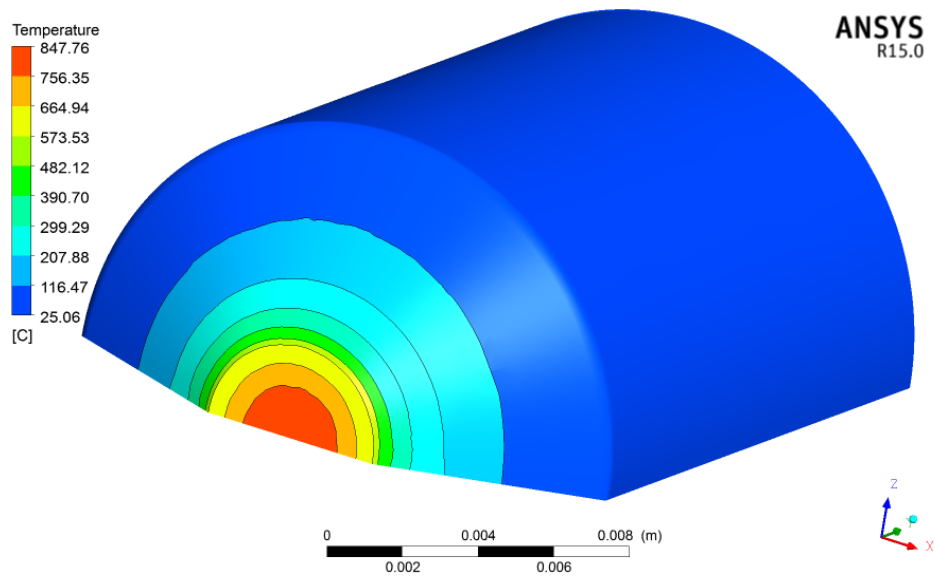


Figura 67: Temperatura do eletrodo nas superfícies em contato com o ar-Caso 01: $t=0,15s$.

A Figura 68 mostra a distribuição de temperatura da chapa e do eletrodo no plano de simetria XY. Considera-se que a região com temperaturas acima do ponto de fusão do aço seja a lente de solda. A partir dessa informação, para melhor visualizar e identificar o formato da lente de solda, na Figura 69 a cor cinza é considerada a região de fusão a partir da temperatura de $1490^{\circ}C$. Os demais casos também apresentarão este tipo de visualização de resultados.

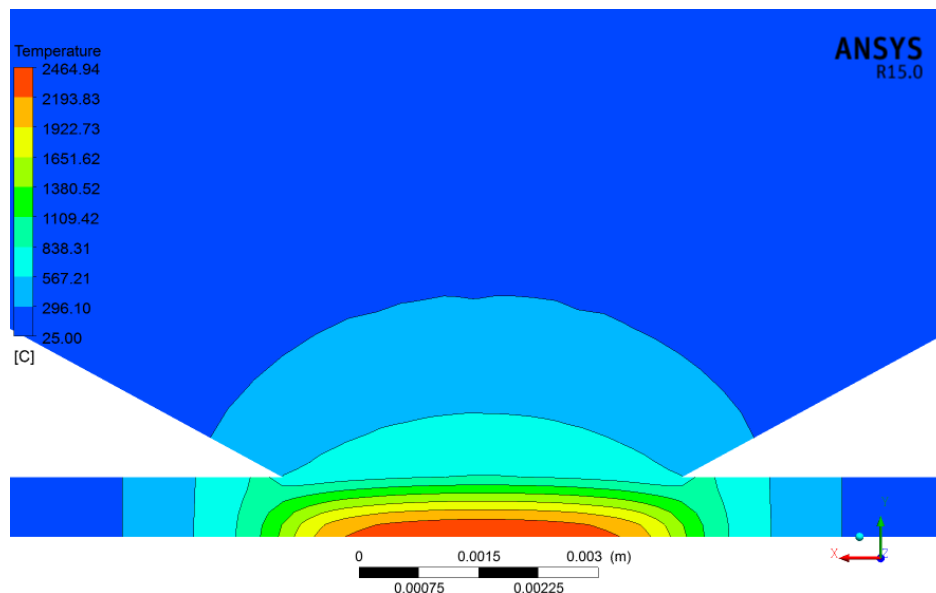


Figura 68: Temperatura do eletrodo e chapa no plano de simetria - Caso 01: $t=0,15s$.

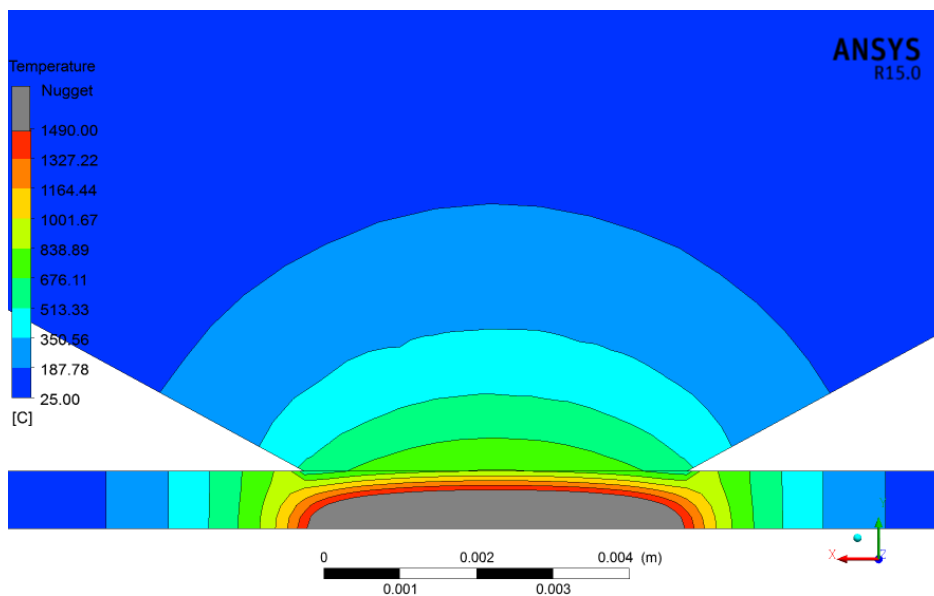


Figura 69: Temperatura do eletrodo e chapa no plano de simetria - Caso 01: $t=0,15s$.

O gráfico da Figura 71 mostra a dimensão da lente de solda, considerando que sua formação inicie com a temperatura de $1490\text{ }^{\circ}\text{C}$. A dimensão da lente de solda é obtida ao final do tempo de corrente de 0,15 segundos, a medição foi realizada considerando que seu o ponto de referência ($x=0$ e $y=0$) esteja posicionado na interseção das linhas amarelas no plano de simetria XY, conforme mostra Figura 70. Como resultado da simulação do caso 01, o diâmetro na direção horizontal da lente é de aproximadamente 4,94 mm e a altura de penetração de aproximadamente de 1,01 mm.

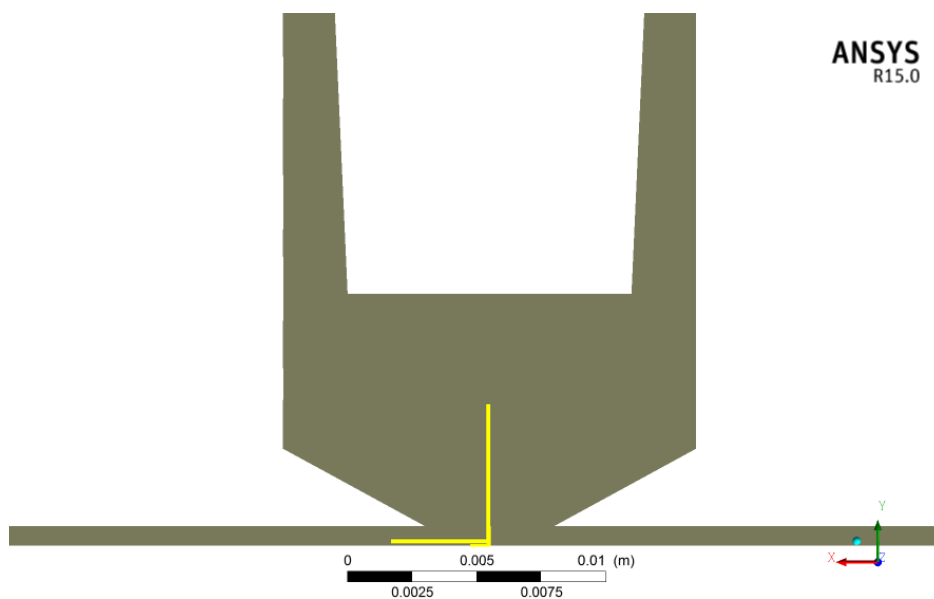


Figura 70: Ponto de Referência no plano de simetria XY.

Dimensão da Lente - Caso 01

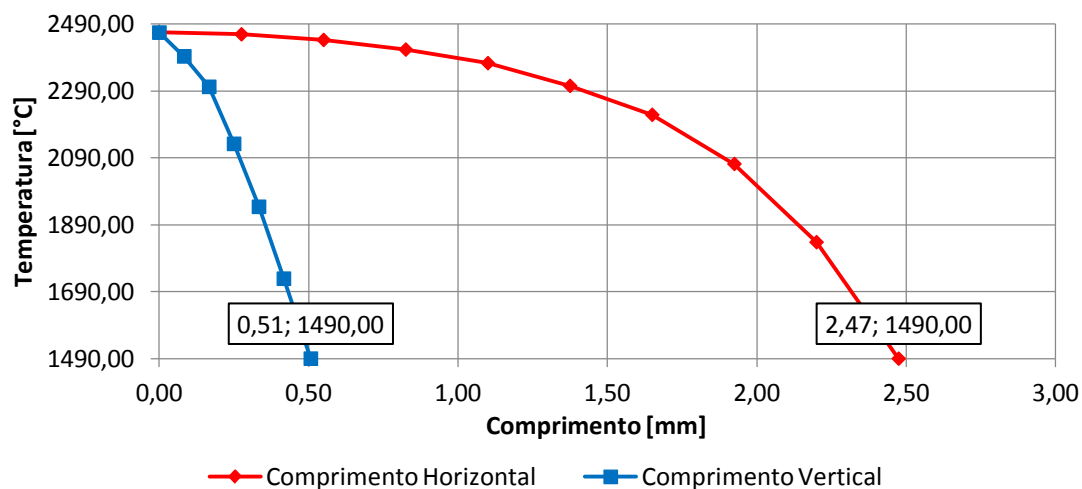


Figura 71: Dimensão da lente de solda - Caso 01: $t=0,15s$.

A Figura 72 mostra a evolução da temperatura máxima ao longo do tempo nas regiões de interface de contato entre chapas e entre chapa-eletrodo. Percebe-se que a oscilação da corrente de soldagem influencia na temperatura, que por sua vez também oscila. Em alguns instantes de tempo o patamar de temperatura atinge o ponto de ebulição do aço. A temperatura na interface entre o eletrodo e chapa não ultrapassou a temperatura de fusão do cobre. Contudo, ultrapassou a temperatura de fusão do revestimento da chapa, o que já era esperado, mas não atingiu o seu valor de ebulição.

Temperatura vs. Tempo - Caso 01

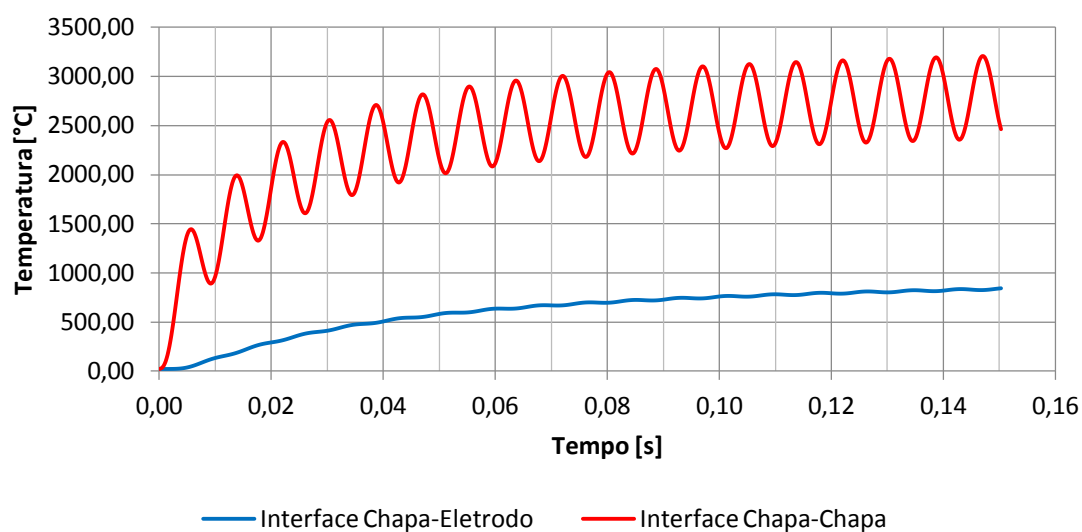


Figura 72: Evolução da Temperatura ao longo do tempo de corrente - Caso 01.

A Figura 73 inclui a taxa de resfriamento no gráfico da evolução da temperatura ao longo do tempo de corrente para o caso 01 até o tempo de 1,45 segundo que é equivalente a 87 ciclos.

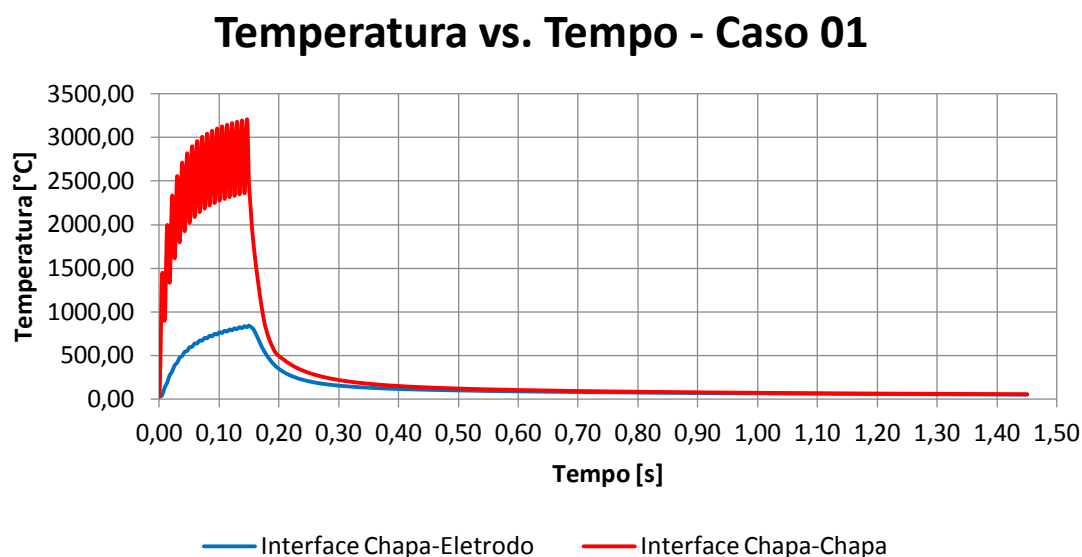


Figura 73: Temperatura ao longo do processo RSW - Caso 01.

4.2. Caso 02

O caso 02 possui as mesmas condições operacionais do caso 01, todavia existe uma única diferença: a corrente elétrica é contínua. Essa mudança trás como consequência o aumento na temperatura gradual sem oscilações. Isso ocorre devido ao crescimento constante da energia de geração de calor por efeito Joule em função do tempo. A temperatura na região da lente de solda e seu formato sob as condições do caso 02 ao final de 0,15 segundos são mostrados pela Figura 74 e pela Figura 75.

Pela Figura 74 pode-se perceber que a temperatura ultrapassou o ponto de ebulição do aço (2738 °C), sugerindo uma solda frágil por existência de vazios e gases devido à evaporação do metal no interior da lente de solda.

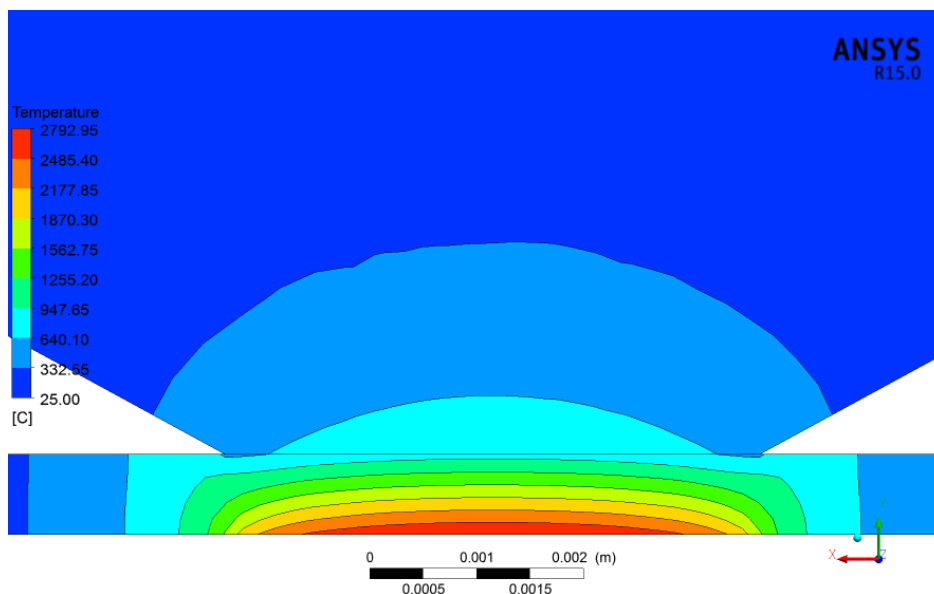


Figura 74: Temperatura do eletrodo e chapa no plano de simetria - Caso 02: $t=0,15s$.

A Figura 75 mostra a forma da lente de solda, considerando que sua formação inicie com temperatura a $1490\text{ }^{\circ}\text{C}$.

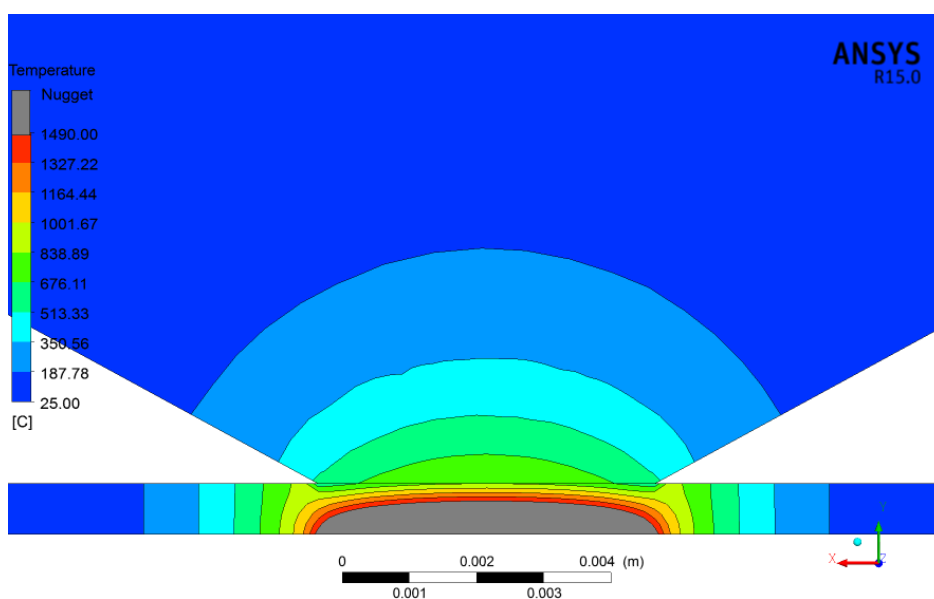


Figura 75: Temperatura do eletrodo e chapa no plano de simetria - Caso 02: $t=0,15s$.

Como resultado da simulação do caso 02 o gráfico da Figura 76 mostra as dimensões da lente ao final do tempo de corrente aplicada de 0,15 segundos. A medição foi realizada considerando que seu o ponto de referência ($x=0$ e $y=0$) esteja posicionado na interseção das linhas amarelas plano de simetria XY, conforme mostrada na Figura 70. O diâmetro na direção horizontal da lente é de aproximadamente 5,148 mm e a altura de penetração de aproximadamente de 0,984 mm.

Dimensão da Lente - Caso 02

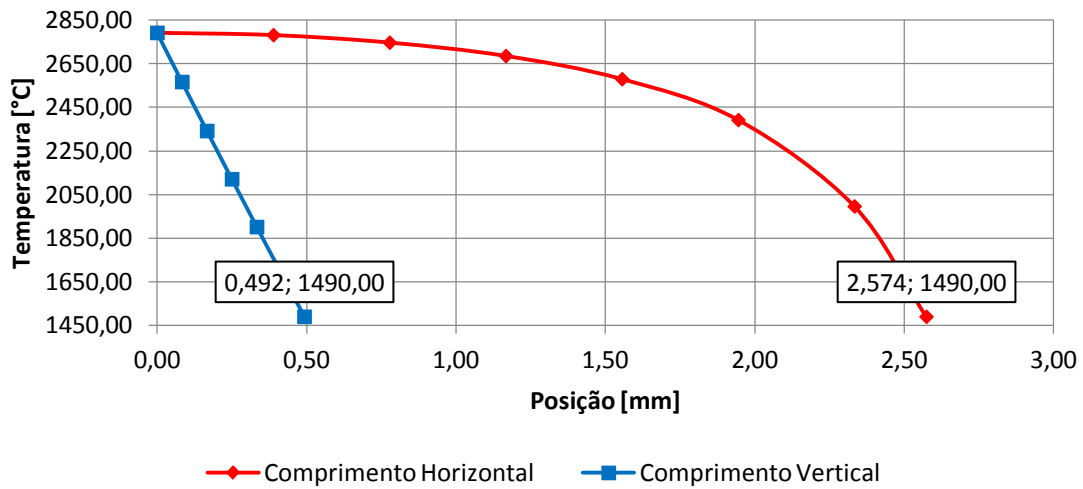


Figura 76: Dimensão da lente de solda - Caso 02: $t=0,15s$.

Aplicando a corrente contínua foi possível perceber que o ciclo de corrente de soldagem deve ser menor para que a lente possua o mesmo tamanho do caso 01 e atinja a mesma temperatura. A Figura 77 mostra a temperatura nas interfaces entre chapas e chapa-eletrodo.

Temperatura vs. Tempo - Caso 02

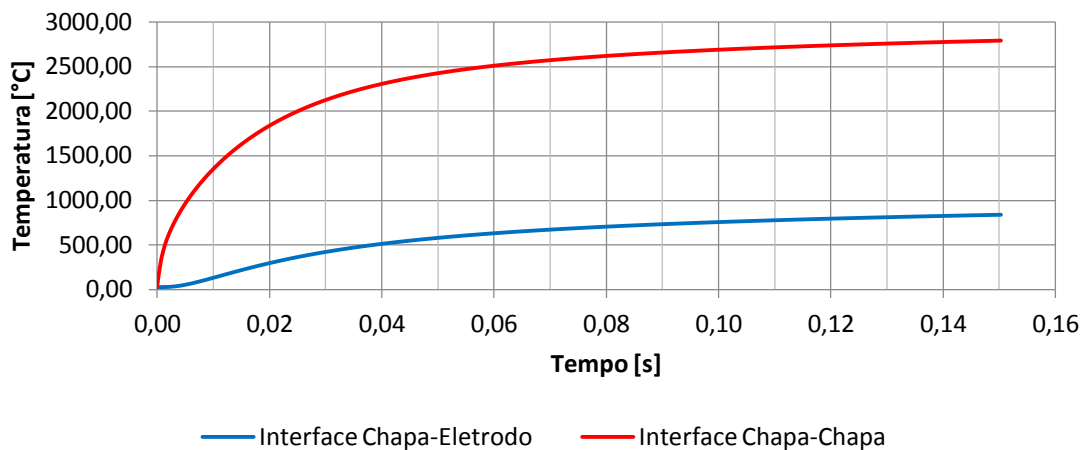


Figura 77: Evolução da Temperatura ao longo do tempo de corrente - Caso 02.

4.3. Caso 03

O caso 03 configura-se de forma exata ao caso 01, entretanto a posição do tubo de refrigeração é diferenciada, estando a 4,75 mm de distância da face interna do eletrodo. A Figura 78 mostra o resultado das linhas de corrente no domínio Fluido do caso 03 que percorrem desde a entrada até a saída do domínio, mostrando ainda a variação da velocidade do fluido na entrada pelo perfil de velocidade calculado, conforme apresentado na Figura 54. Na Figura 78 é possível verificar que na região onde existia contato entre o tubo de refrigeração e a face interna do eletrodo apresentado no caso 01, não mostra existência de região de recirculação do fluido. Isso é explicado pelo aumento de velocidade do líquido, que se dá por não existir mais a barreira física que gerava a recirculação no local.

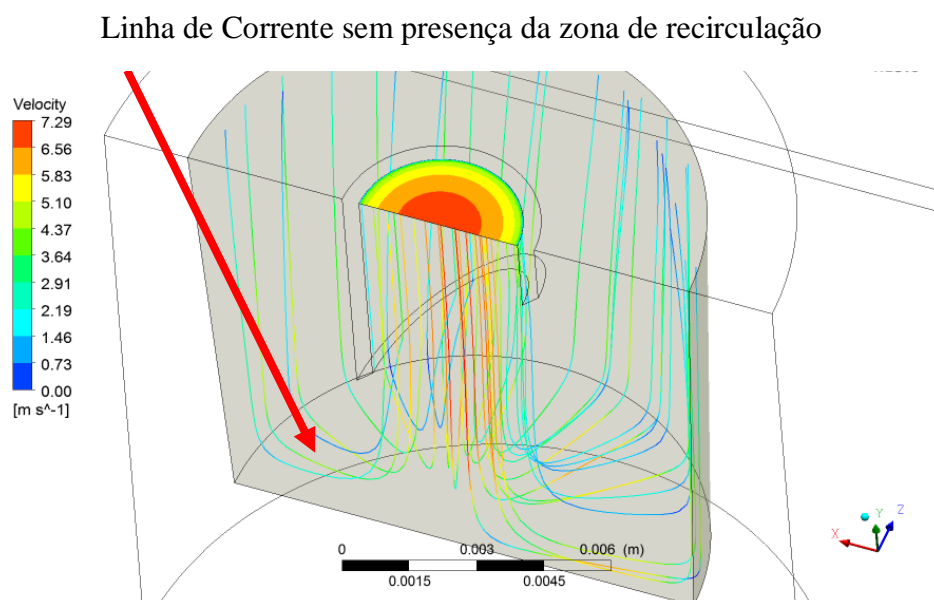


Figura 78: Linhas de corrente do fluido - Caso 03: $t=0,15s$.

A Figura 79 mostra a velocidade do fluido no plano de simetria XY, mostrando a diferença de velocidade do fluido devido ao chanfro do tubo de refrigeração. E ainda é possível verificar o ponto de estagnação no centro da parte inferior e nos cantos vivos das paredes internas do eletrodo, o que dificulta a troca de calor na região.

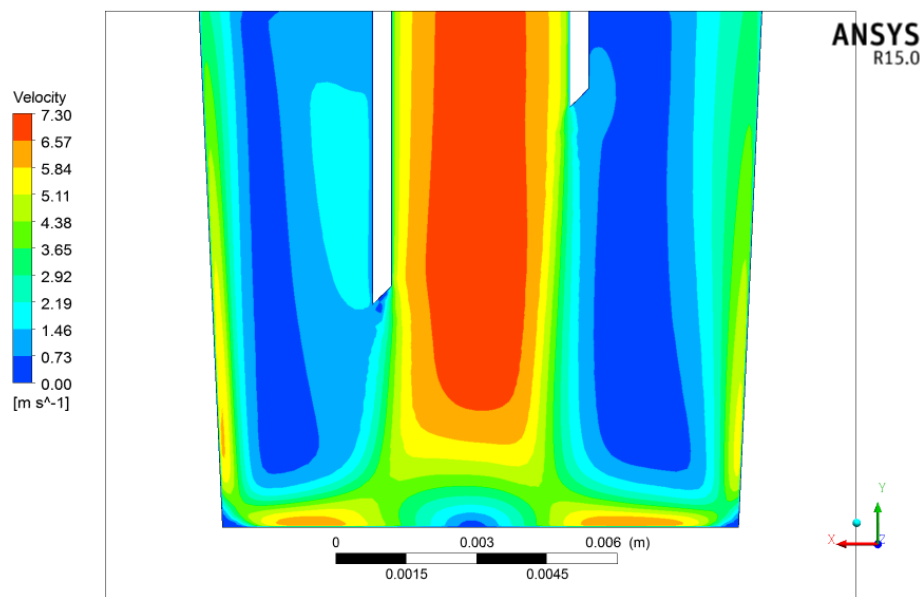


Figura 79: Velocidade do fluido no plano de simetria - Caso 03: $t=0,15s$.

A Figura 80 mostra o resultado da distribuição de temperatura no fluido pelo plano de simetria XY. É possível verificar que o fluido sofre um aquecimento menor e de forma uniforme nas regiões próximas as paredes do eletrodo quando comparado com o caso 01.

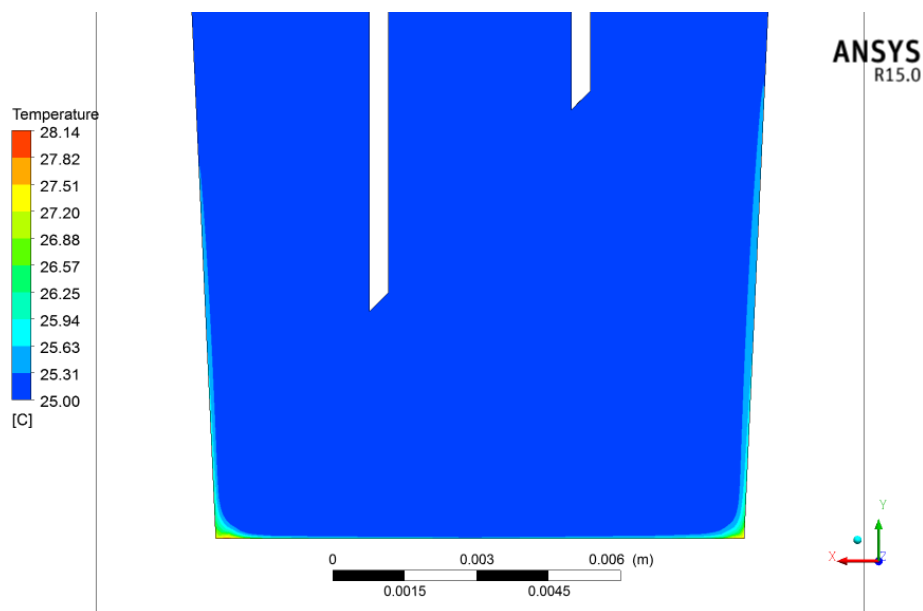


Figura 80: Temperatura do fluido no plano de simetria - Caso 03: $t=0,15s$.

A Figura 81 mostra o resultado da distribuição de temperatura no fluido próximo às paredes internas do eletrodo. A concentração de temperatura no fluido é explicada devido ao canto vivo da geometria do eletrodo e destas regiões do fluido possuírem

baixa velocidade por conta do tipo de geometria e, portanto uma transferência de calor menos eficiente.

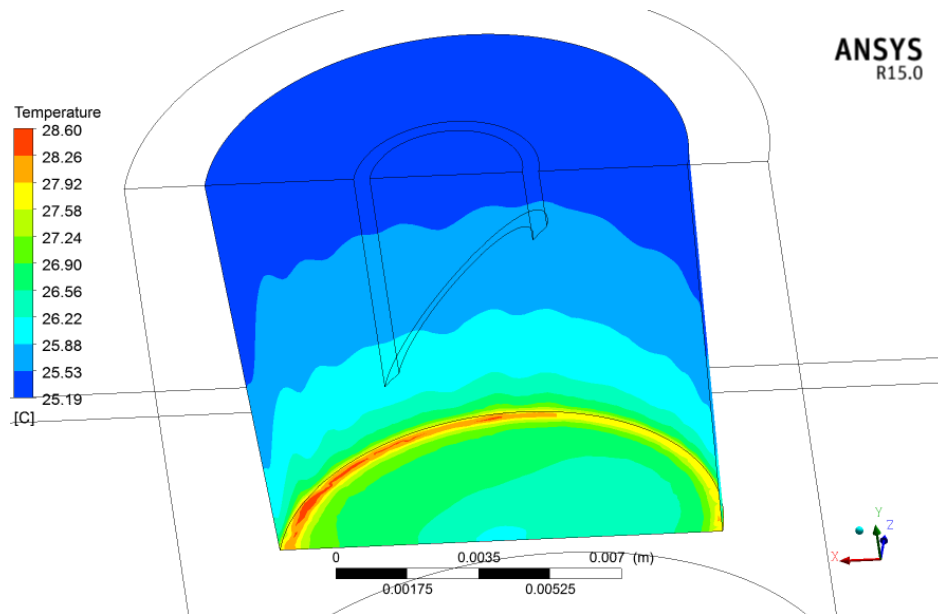


Figura 81: Temperatura do fluido próximo a parede do eletrodo - Caso 03: $t=0,15s$.

A Figura 82 mostra a pressão que o fluido exerce nas paredes internas do eletrodo. A distribuição de pressão na região central e nos cantos vivos da geometria é maior, o que denota uma redução da velocidade do fluido nessas regiões, como visto na Figura 79.

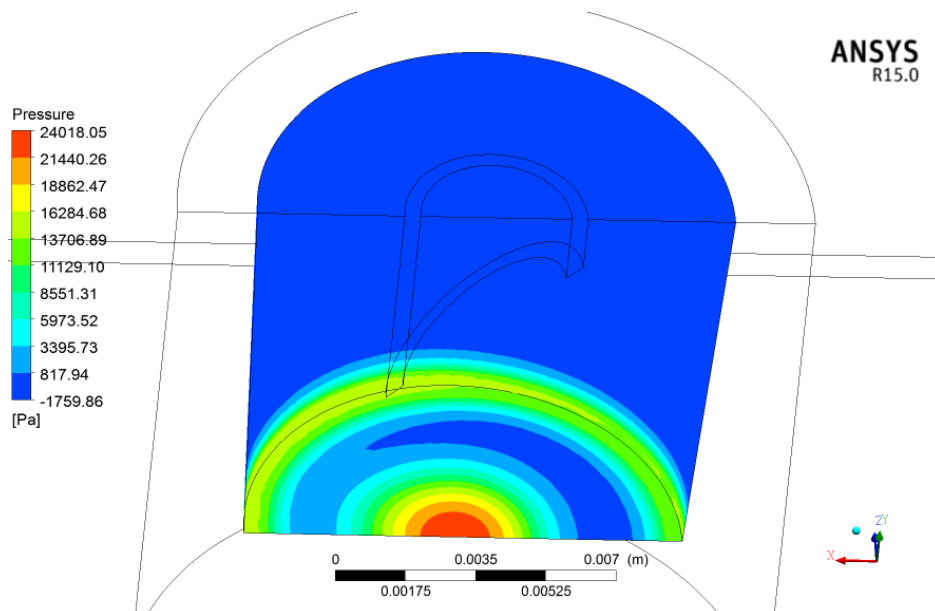


Figura 82: Pressão nas paredes do eletrodo - Caso 03: $t=0,15s$.

A Figura 83 mostra a distribuição de temperatura das paredes internas do Eletrodo.

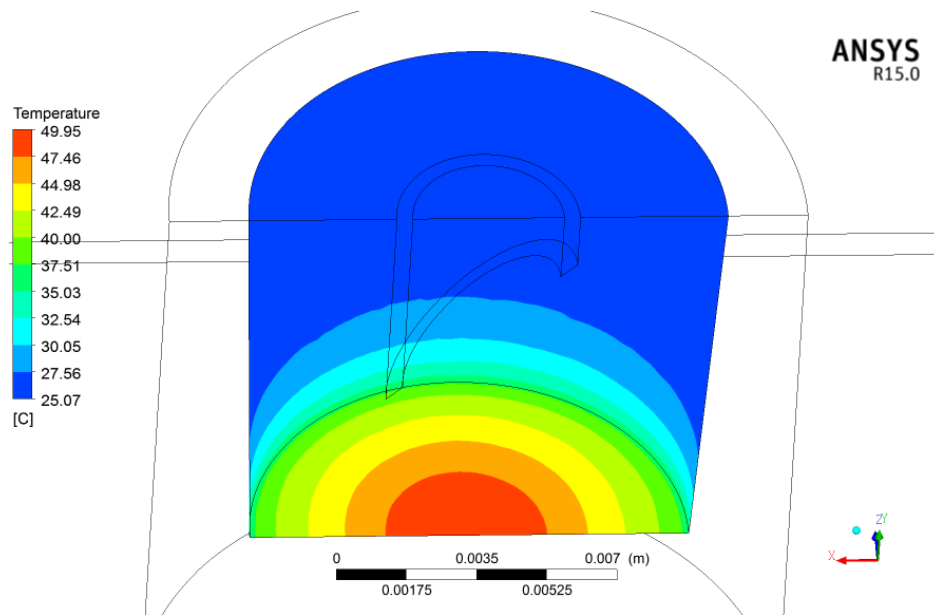


Figura 83: Temperatura na parede do eletrodo - Caso 03: $t=0,15s$.

A Figura 84 mostra a distribuição de temperatura no eletrodo pelo plano de simetria XY, Verifica-se que o valor de temperatura máxima ficou abaixo do ponto de fusão do eletrodo.

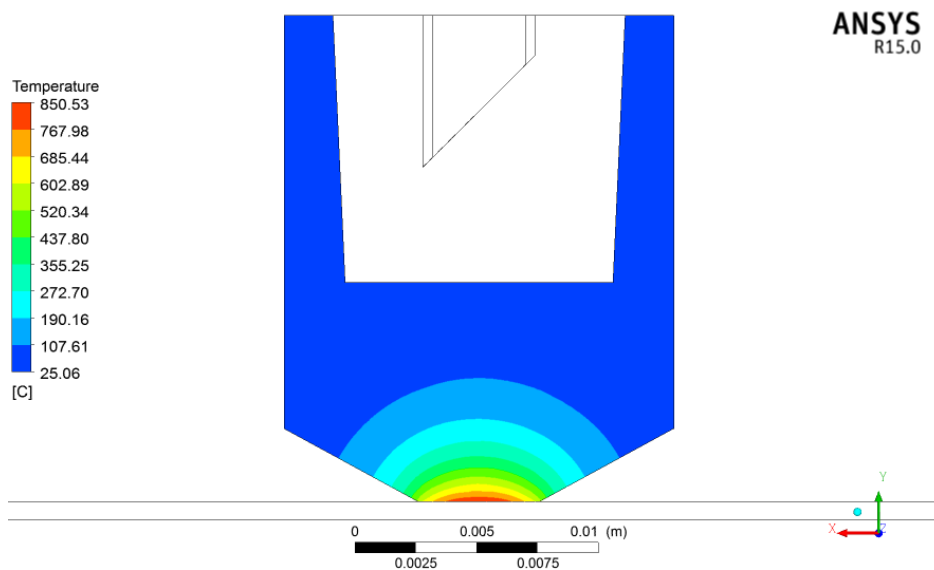


Figura 84: Temperatura do eletrodo no plano de simetria - Caso 03: $t=0,15s$.

A Figura 85 mostra a distribuição de temperatura do eletrodo nas superfícies em contato com o ar.

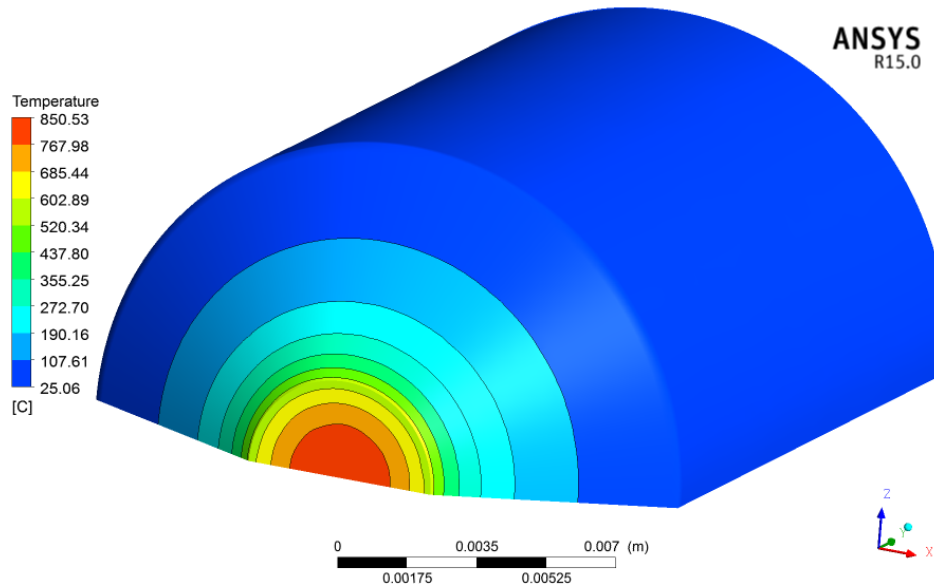


Figura 85: Temperatura do eletrodo nas superfícies em contato com o ar-Caso 03: $t=0,15s$.

A Figura 86 mostra a distribuição de temperatura da chapa e do eletrodo no plano de simetria XY. Considerando que a região com temperaturas acima do ponto de fusão do aço seja a lente de solda, é possível identificar na Figura 87 a lente de solda através da cor cinza, cuja região refere-se fusão das chapas a partir da temperatura de $1490\text{ }^{\circ}\text{C}$.

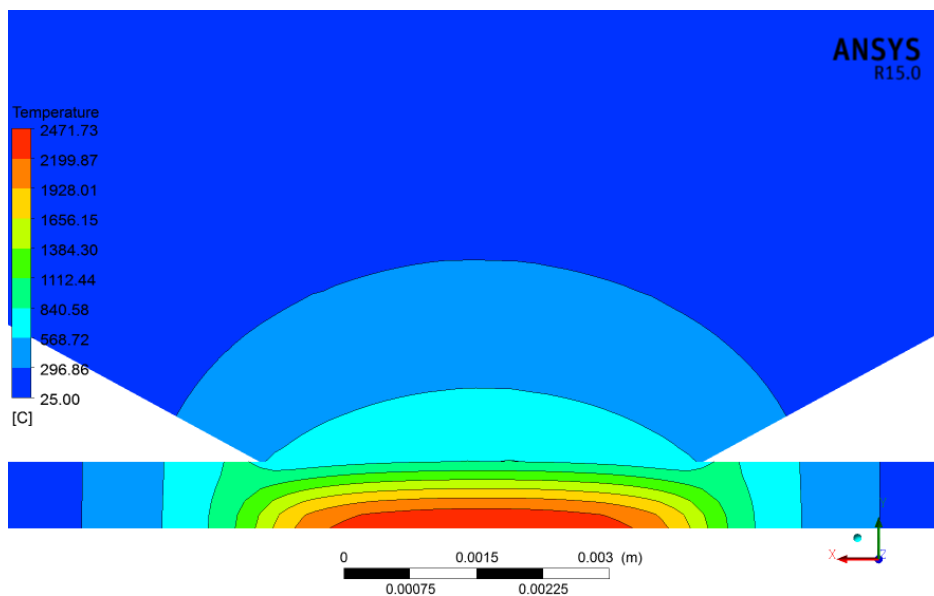


Figura 86: Temperatura do eletrodo e chapa no plano de simetria - Caso 03: $t=0,15s$.

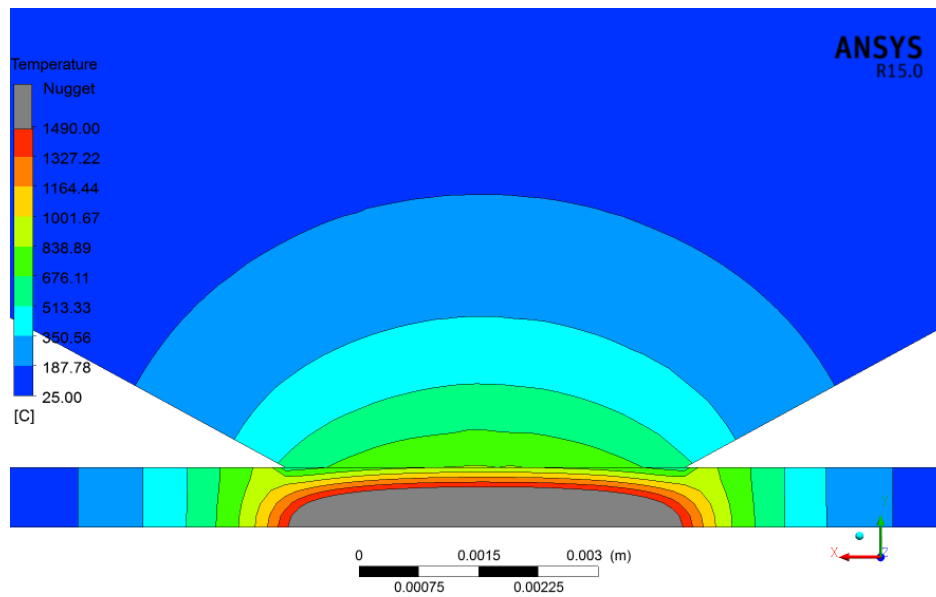


Figura 87: Temperatura do eletrodo e chapa no plano de simetria XY-Caso 03: $t=0,15s$.

O gráfico da Figura 88 mostra o tamanho da lente de solda, considerando que sua formação inicie com temperatura a $1490\text{ }^{\circ}\text{C}$. Por este gráfico pode-se perceber que a temperatura não alcançou o ponto de ebulição do aço. A medição foi realizada considerando que seu o ponto de referência ($x=0$ e $y=0$) esteja posicionado na interseção das linhas amarelas plano de simetria XY, conforme mostrado na Figura 70. As dimensões resultantes para o diâmetro horizontal da lente é de aproximadamente $4,954\text{ mm}$ e para a altura de penetração de aproximadamente de $1,01\text{ mm}$.

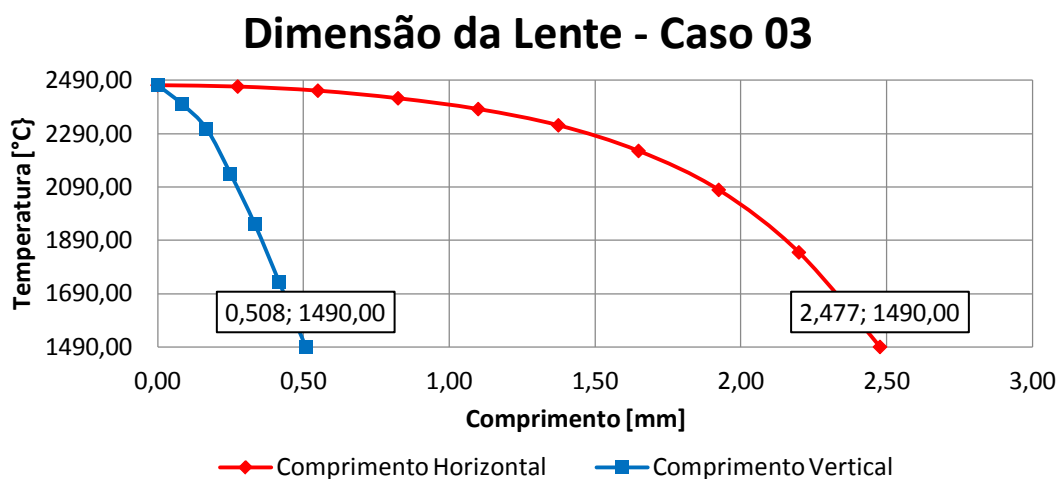


Figura 88: Dimensão da lente de solda - Caso 03: $t=0,15s$.

A Figura 89 mostra a evolução da temperatura ao longo do tempo nas regiões de interface de contato entre chapas e entre chapa-eletrodo. Percebe-se que a oscilação da corrente de soldagem gera oscilação na temperatura alcançando por alguns instantes a temperatura de ebulição do aço na interface entre chapas. Contudo, na interface entre o eletrodo e a chapa não ultrapassou a temperatura de fusão do cobre. Entretanto, a temperatura de fusão do revestimento da chapa foi atingida, porém não alcançou o valor de ebulição do zinco.

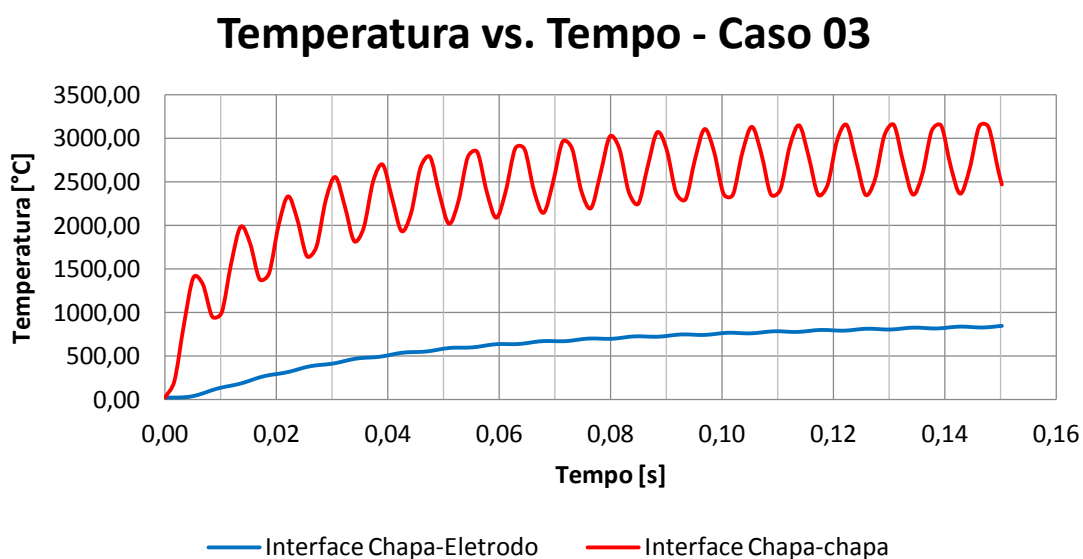


Figura 89: Evolução da Temperatura ao longo do tempo de corrente - Caso 03.

A Figura 90 inclui a taxa de resfriamento no gráfico da evolução da temperatura ao longo do tempo de corrente para o caso 03 até o tempo de 1,45 segundo, que equivale a 87 ciclos.

Temperatura vs. Tempo - Caso 03

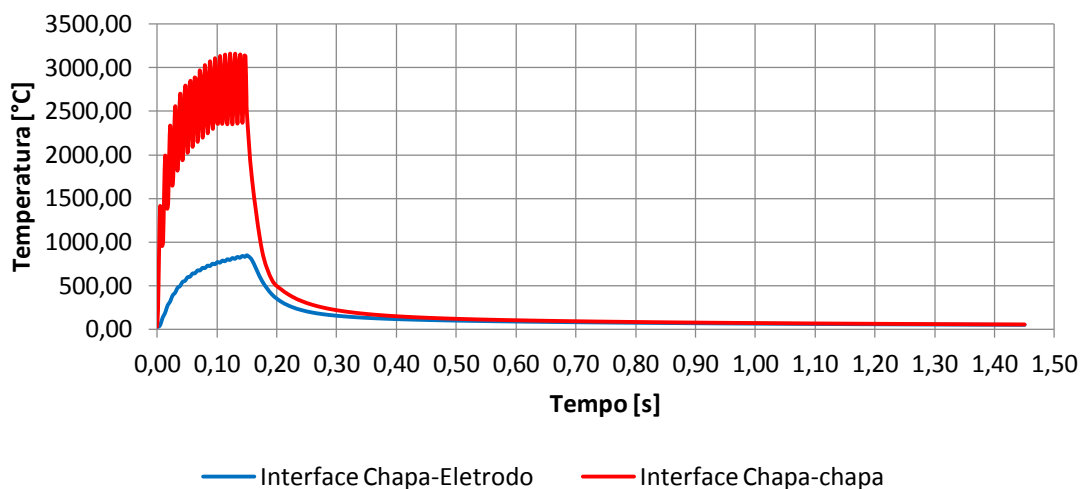


Figura 90: Temperatura ao longo do processo RSW - Caso 03.

4.4. Caso 04

O caso 04 possui as mesmas condições operacionais do caso 03, entretanto o perfil da corrente elétrica inserido é contínua. Essa mudança trás como consequência o aumento na temperatura e no tamanho da lente. Isso ocorre devido ao crescimento constante da energia de geração de calor por efeito Joule em função do tempo, não havendo oscilações como ocorre quando aplicada uma corrente alternada. A temperatura na região da lente de solda e seu formato sob as condições do caso 02 ao final de 0,15 segundos são mostrados pela Figura 91 e pela Figura 92.

Pela Figura 91 verifica-se que a temperatura ultrapassou o ponto de ebulição do aço, chegando a 2.799,38 °C, sugerindo uma solda frágil por existência de vazios e gases devido à ebulição do metal no interior da lente de solda.

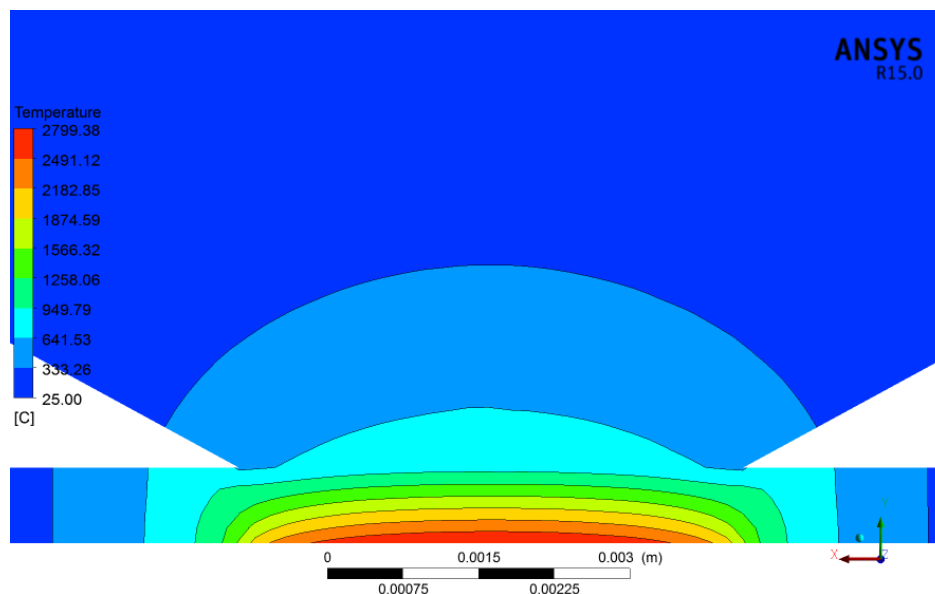


Figura 91: Temperatura do eletrodo e chapa no plano de simetria - Caso 04: $t=0,15s$.

A Figura 92 mostra a forma da lente de solda resultante da simulação do caso 04, considerando que sua formação inicie com temperatura a $1490\text{ }^{\circ}\text{C}$.

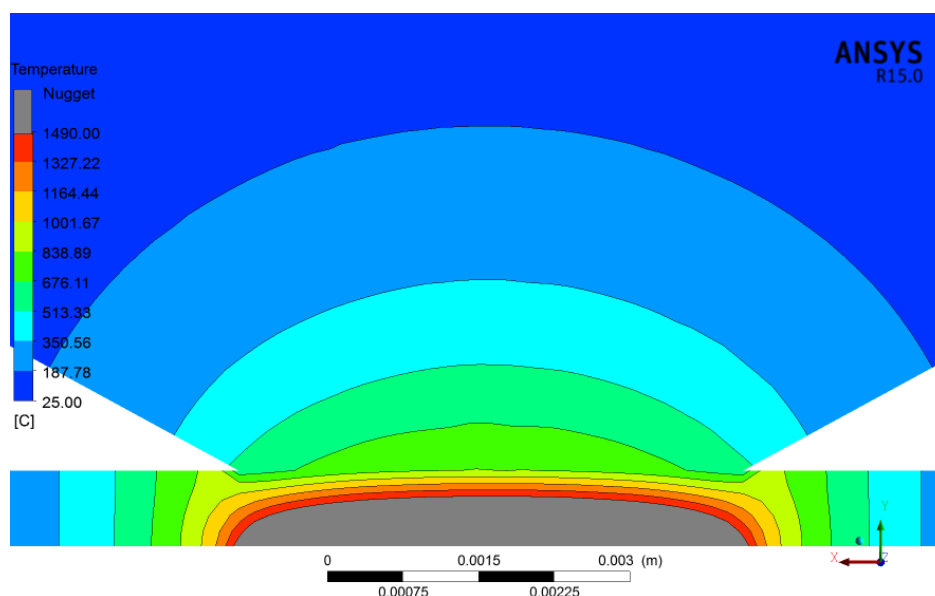


Figura 92: Temperatura do eletrodo e chapa no plano de simetria - Caso 04: $t=0,15s$.

O gráfico da Figura 93 mostra os resultados das dimensões da lente de solda da simulação do caso 04. A medição foi realizada considerando que seu o ponto de referência ($x=0$ e $y=0$) esteja posicionado na interseção das linhas amarelas plano de simetria XY, conforme mostrado na Figura 70. O diâmetro na direção horizontal da lente é de aproximadamente $5,13\text{ mm}$ e a altura de penetração de aproximadamente de $0,988\text{ mm}$.

Dimensão da Lente - Caso 04

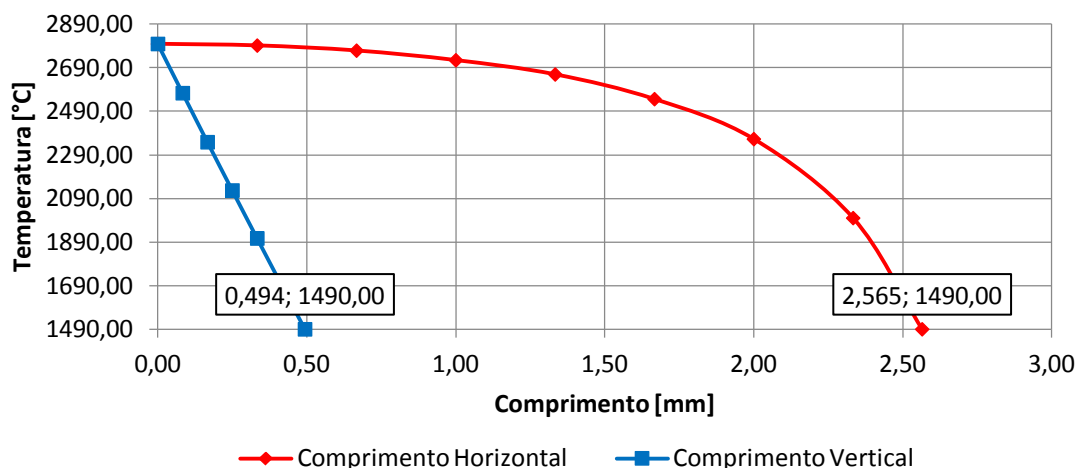


Figura 93: Dimensão da lente de solda - Caso 04: $t=0,15s$.

Aplicando a corrente contínua foi possível perceber que o ciclo de corrente de soldagem deve ser menor para que a lente possua o mesmo tamanho e temperatura do caso 03. A evolução da temperatura do caso 04 é mostrada pelo gráfico da Figura 94, retratando a temperatura nas interfaces entre chapas e chapa-eletrodo.

Temperatura vs. Tempo - Caso 04

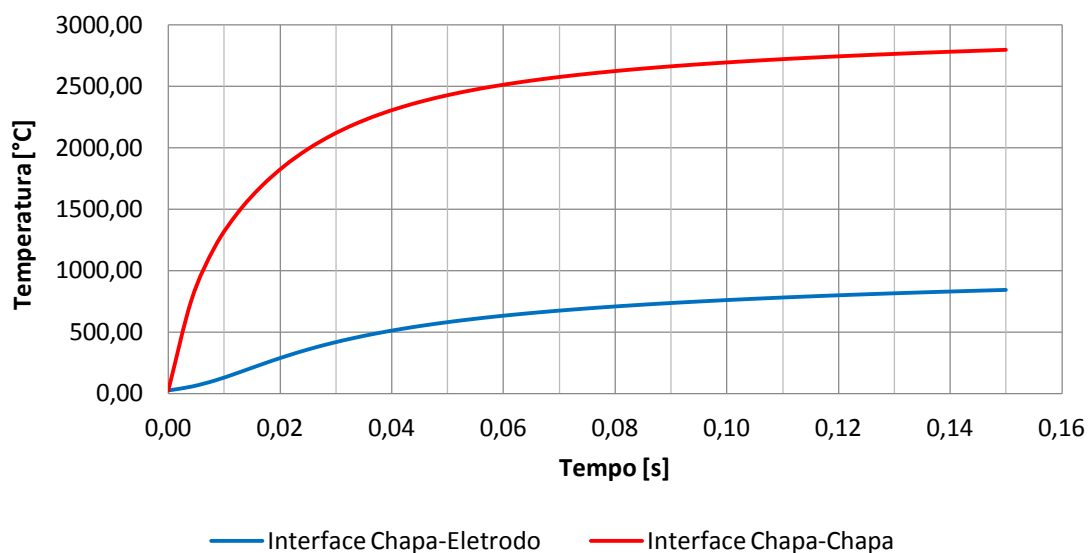


Figura 94: Evolução da Temperatura ao longo do tempo de corrente - Caso 04.

A Tabela 20 trás um resumo dos resultados obtidos nas simulações dos casos simulados.

Tabela 20: Resumos dos resultados obtidos em cada caso.

| Descrição | Caso 01 | Caso 02 | Caso 03 | Caso 04 |
|-----------------------------------|-----------|-----------|-----------|----------|
| Velocidade Máx. do Fluido [m/s] | 7,29 | 7,29 | 7,30 | 7,30 |
| Temperatura Máx. do Fluido [°C] | 30,19 | 30,18 | 28,60 | 28,63 |
| Pressão Máx. [Pa] | 27.166,11 | 27.166,11 | 24.018,05 | 23.368,2 |
| Temperatura Máx. no Eletrodo [°C] | 847,76 | 841,29 | 850,53 | 846,19 |
| Temperatura Máx. na chapa [°C] | 2.464,94 | 2.792,95 | 2.471,73 | 2.799,38 |
| Tempo de corrente aplicada [s] | 0,15 | 0,15 | 0,15 | 0,15 |
| Diâmetro da Lente de Solda [mm] | 4,94 | 5,148 | 4,954 | 5,13 |

A Tabela 20 mostra os resultados dos quatro casos. A mudança da posição do tubo de refrigeração para os casos 01 e 03 que possuem o mesmo perfil de corrente alternada e para os casos 02 e 04 que possuem o mesmo perfil de corrente contínua, não apresentaram alterações significativas. Entretanto, ao comparar os casos 01 e 02 e os caso 03 e 04, que possuem a mesma posição do tubo de refrigeração, com aplicação do perfil de corrente diferente, os resultados mostram que há efeito na temperatura máxima atingida na lente de solda e conseqüentemente, no tamanho da lente.

Comparando os casos 01 e 03 (Figura 95), pode-se observar que o distanciamento do tubo de refrigeração com a face interna do eletrodo minimizou a recirculação do líquido, deixando uniforme a velocidade do fluido, e reduziu a temperatura do fluido. Todavia, mostrou-se menos eficiente no quesito refrigeração do eletrodo. Assim, a refrigeração do caso 03 sugere que o desgaste do eletrodo seja menor que do caso 01 devido à homogeneidade de calor. Apesar das temperaturas máximas no eletrodo não apresentarem grandes variações para os casos analisados.

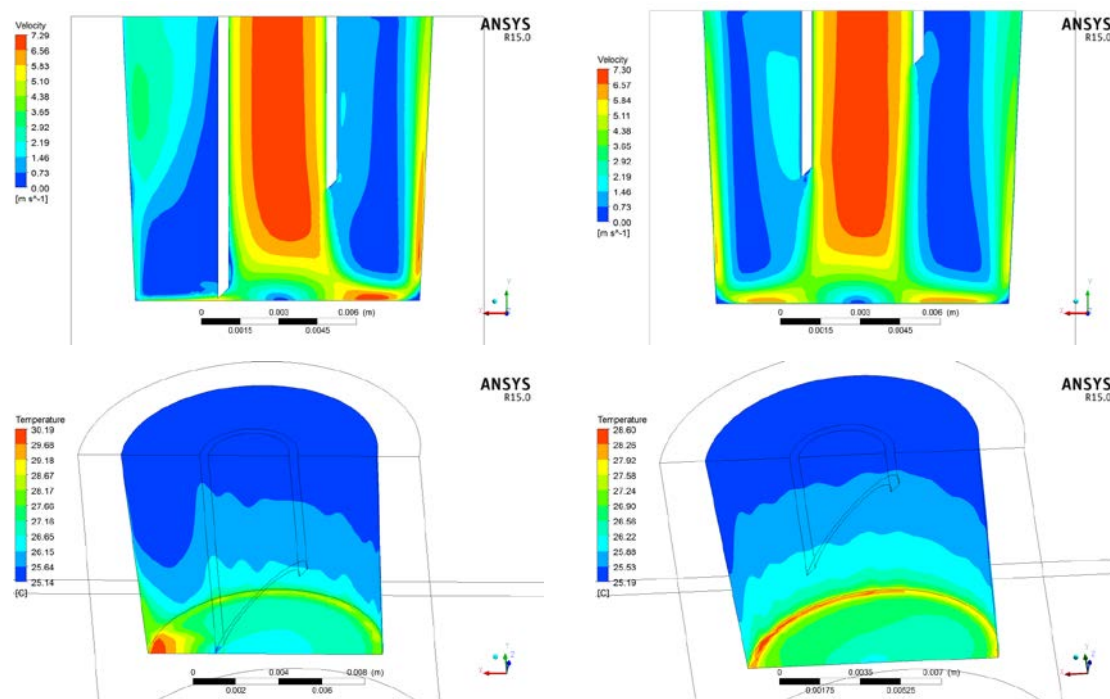


Figura 95: Resultados de velocidade (acima) e temperatura (abaixo) do fluido para os casos 01 (à esquerda) e 03 (à direita) $t=0,15$ s.

Comparando os resultados das temperaturas dos quatro casos (Figura 96), observa-se que a temperatura máxima na interface entre chapas é maior quando a corrente contínua é utilizada na geração de calor ao final da aplicação da corrente. Sugerindo que este tipo de corrente necessite de menos tempo para atingir a dimensão de solda desejada, economizando em tempo, energia e custos operacionais. A redução do tempo de aplicação da corrente elétrica indica que a vida útil do eletrodo aumentaria, permitindo a execução de um número maior de soldas com qualidade aceitáveis.

Com base nas simplificações do modelo, a posição do tubo de refrigeração não indicou influência significativa no tamanho da lente de solda, pois a temperatura não variou entre os casos com tal equivalência: casos 01 e 03 e casos 02 e 04.

Em todos os casos a temperatura na interface entre eletrodo e chapa atingiu valores acima do ponto de fusão do revestimento (427°C). Isso afeta a qualidade da solda e aumenta o desgaste do eletrodo conforme são executados mais pontos de solda, pois o contato entre o revestimento de zinco e cobre do eletrodo no ponto de fusão do zinco ou acima deste, gera a liga Zn-Cu.

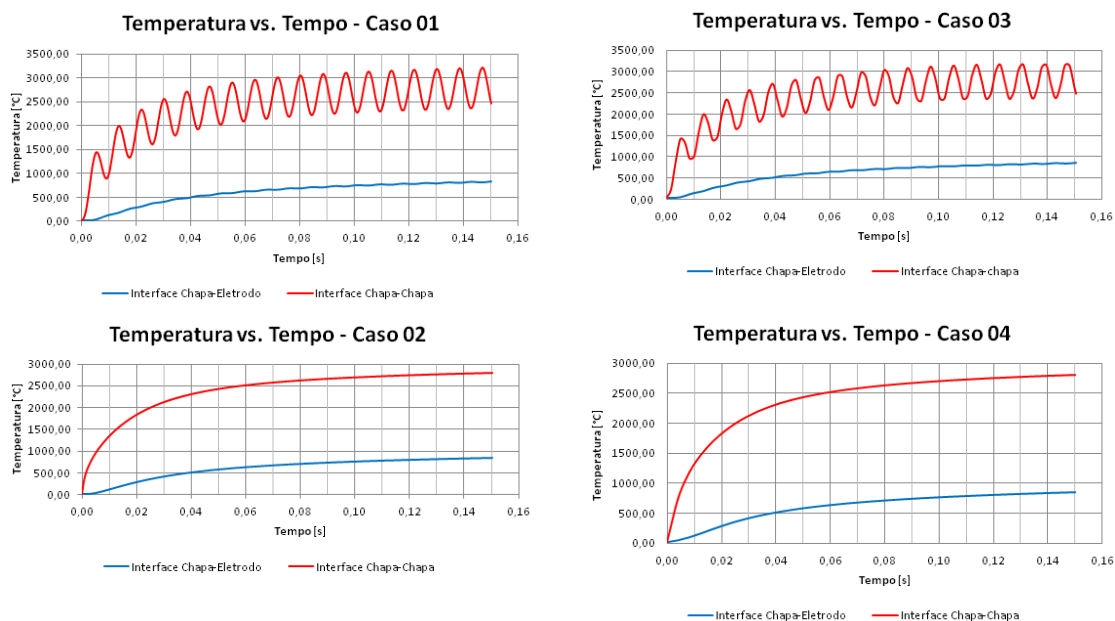


Figura 96: Resultados de perfis de temperatura dos casos analisados

Os resultados não apresentam a identificação da solda, pois não houve aplicação de força dos eletrodos e com isso a medição da altura da penetração resultada das simulações deve ser considerada como qualitativas. A pressão exercida pelos eletrodos possui relação direta com dimensão da identificação.

Nas análises experimentais de Dias (2011) a combinação dos parâmetros que obteve melhor resultado foi: tempo de corrente de 9 cy, corrente de solda alternada de 7,79 kA e 200 kgf de força de compressão dos eletrodos. O tamanho da lente de solda resultante do experimento realizado com a combinação de parâmetros descritos anteriormente é mostrado na Figura 97.

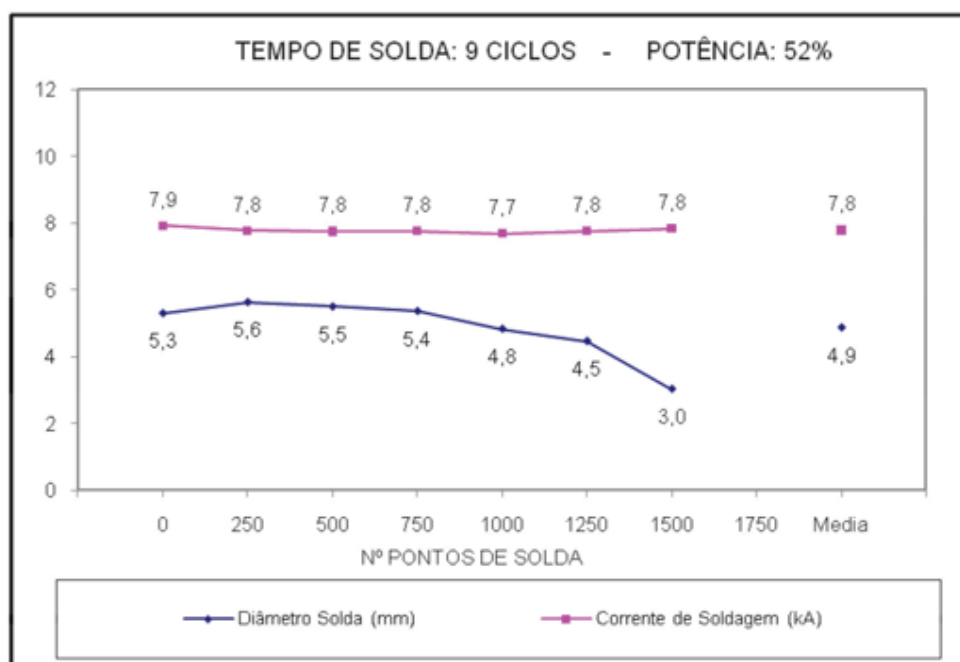


Figura 97: Resultados experimentais. (DIAS, 2011).

A Tabela 21 compara os tamanhos dos diâmetros da lente de solda resultados dos casos simulados com o valor do diâmetro da lente do primeiro ponto de solda realizada experimentalmente por Dias (2011). Isso porque o modelo não prevê os efeitos do desgaste do eletrodo nos resultados.

Tabela 21: Comparação do diâmetro da lente de solda entre resultados numéricos e experimentais.

| Descrição | Diâmetro da lente de solda | Unidade |
|--------------|----------------------------|---------|
| (DIAS, 2011) | 5,3 | [mm] |
| Caso 01 | 4,94 | [mm] |
| Caso 02 | 5,148 | [mm] |
| Caso 03 | 4,954 | [mm] |
| Caso 04 | 5,13 | [mm] |

Como visto na Tabela 21, o caso 01, que possui condições de refrigeração conforme especifica a norma AWS (1997), resultou num tamanho de lente de solda menor ao encontrado no experimento realizado. Isto é explicado pela simplificação do modelo deste estudo, que não considerou a mudança de fase dos materiais, a aplicação da força dos eletrodos e as variações da resistência elétrica. O caso que mais se aproximou do tamanho de lente de solda medido na análise experimental foi o caso 02,

cuja corrente contínua foi utilizada e com a configuração de refrigeração exigida pela AWS (1997).

Vural (2013) em sua obra aplicou as condições de mudança de fase, força dos eletrodos e a variação da resistência elétrica em função da temperatura e do tempo. Contudo, no que diz respeito à refrigeração, estimou um valor médio para a convecção natural e forçada em seu modelo. A Figura 98 mostra a influência desses parâmetros sobre a temperatura da lente.

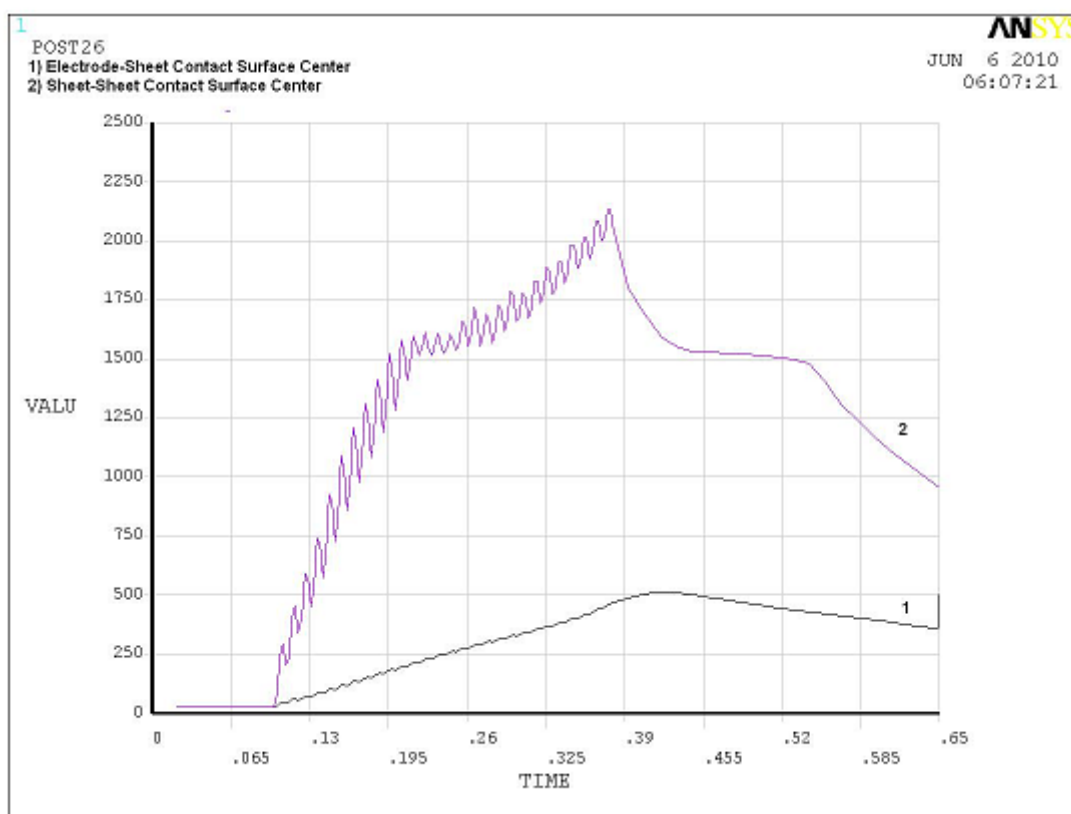


Figura 98: Temperatura nas interfaces entre chapas e chapa-eletrodo. (VURAL, 2013)

É possível identificar que em todos os casos o fluido possui um ponto de estagnação no centro da face interna do eletrodo, contendo alta pressão na região e baixa velocidade do fluido, havendo uma concentração de temperatura no local. Rao (2009) mostra ser possível aperfeiçoar a transferência de calor nesta região inserindo uma aleta cônica cuja ponta fica no centro do escoamento direcionando o fluido e evitando o ponto de estagnação e aumentando a vida útil do eletrodo.

Capítulo 5

Conclusão

O modelo obteve resultados quantitativos e qualitativos coerentes utilizando 9 cy e corrente efetivas de 7,79kA, resultando em diâmetros próximos dos obtidos pelo ensaio de micrografia. Isso propicia o uso das análises para minimizar o desperdício de materiais em experimentos cuja simulação poderia prever.

Os resultados mostram que mesmo uma análise com corrente contínua é capaz de, pelo menos qualitativamente, prever o tamanho da lente com base no valor de corrente efetiva.

Como observado nos resultados das análises o tipo de corrente elétrica utilizada para geração de calor tem influência direta na formação da lente de solda. Quando usado a corrente contínua a temperatura é maior do que quando utilizado a corrente alternada para o mesmo tempo de corrente.

Na análise fluida, é importante ressaltar que o modelo não leva em consideração da mudança de fase da água, assim não são consideradas o surgimento de bolhas e suas interferências no escoamento. Houve pequeno aumento na temperatura máxima da lente e na interface do eletrodo com a chapa quando comparados os casos onde a posição do tubo de refrigeração varia, contudo não é significativa.

Identificou-se que o resfriamento do eletrodo ocorre de forma não uniforme quando o tubo de refrigeração possui contato com a face interna do eletrodo, sugerindo que afete a vida útil do eletrodo. Já os resultados com o tubo de refrigeração distantes 4,75 mm da face interna do eletrodo mostrou que a refrigeração ocorre de forma uniforme.

Foi possível identificar, em todos os casos, que o fluido possui um ponto de estagnação no centro da face interna do eletrodo, contendo alta pressão na região e baixa velocidade do fluido, havendo uma concentração de temperatura no local.

O caso que mais se aproximou do tamanho da lente de solda medida na análise experimental foi o caso 02, cujo perfil de corrente contínua foi utilizada junto com a configuração de refrigeração exigida pela AWS (1997). Tal perfil de corrente mostrou-se mais efetivo do que o perfil de corrente alternada.

5.1. Trabalhos futuros

Ao longo das pesquisas bibliográficas e execução do presente trabalhos, surgiram alguns assuntos interessantes para complementar o atual estudo. Sugere-se para trabalhos futuros:

- Implementações de mudança de fase do metal de base, a aplicação da força dos eletrodos e as variações nas propriedades;
- Programação de modelo para estimativa de microestrutura gerada pelo processo;
- Analisar outros parâmetros e materiais comparando-os com dados experimentais;
- Analisar a mudança de geometria dos eletrodos;
- Realizar um estudo considerando a taxa de deformação e aplicações de mecânica da fratura.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANSYS®, "User Manual, Release - 15.0 - Help System", ANSYS, Inc, 2013.

ASM HANDBOOK, "Welding Brazing and Soldering" Vol. 6, ASM International, 1993.

AURES, J. E. V., "Estudo da Formação, Geometria e Resistência do Ponto na Soldagem por Resistência: uma Abordagem Estatística", Dissertação de M. Sc., Universidade de Brasília, Brasília, Brasil, 2006.

AWS / ANSI / SAE / D8.9-97, "Recommended Practices for Test Methods for Evaluating the Resistance Spot Welding Behavior of Automotive Sheet Steel Materials", 1997.

BATISTA, M., "Estudo comparativo da soldabilidade de chapas para indústria automotiva utilizando dois equipamentos de soldagem por resistência elétrica", Dissertação de M.Sc., PUC, São Paulo, SP, Brasil, 2011.

BRANCO, H. L. O.; "Avaliação de Capas de Eletrodos Utilizadas na Soldagem por Resistência de Chapas Galvanizadas Automotivas", Dissertação de M.Sc., UFPR, Curitiba, PR, Brasil, 2004.

CARVALHO, J. R. P., COSTA, H. R. M., DIAS, J. S., MOORE, F., "Análise de Botões de Solda na União a Ponto por Resistência Elétrica de Chapas Galvanizadas". *Corte e Conformação de Metais*, v.Dez, pp. 92-101, 2010.

CARVALHO, J. R. P., COSTA, H. R. M., DIAS, J. S., MOORE, F., "Evaluation of Nugget Formation in Resistance Spot Welding Process of Galvanized Sheet" *In: 20th International Congress of Mechanical COBEM 2009*, v.1, pp. 1-10, Gramado, RS, Brasil, 2009.

CHERTOV, A. M., "Experimental Study and Theoretical modeling of Ultrasonic Wave Propagation in Resistance Spot welds", Dissertação de M.Sc., Universidade de Windsor, Ontário, Canadá, 2003.

COSTA, H. R. M., DIAS, J. S., CARVALHO, J. R. P., AGUIAR, R. A. A., LIMA, R. A. A., "Predição do Comportamento Térmico e Elétrico de uma Junta

Soldada por Soldagem por Resistência Através de Elementos Finitos", *In: 7º Congresso Brasileiro de Engenharia De Fabricação COBEF 2013*, Penedo, RJ, Brasil.

DAY, J., "Laminar Natural Convection From Isothermal Vertical Cylinders", Tese de Msc., UNIVERSITY OF NORTH TEXAS, Texas, EUA, 2012.

DIAS, J. S.; "Estudo das Tensões Residuais e Propriedades Mecânicas em Juntas de Aço IF Soldadas a Laser e a Plasma", Tese de D.Sc., UFF, Niterói,RJ, Brasil, 2016.

DIAS, J. S.; "Uma metodologia para otimização de parâmetros de soldagem através de solda por resistência aplicada em chapas de aço *Interstitial Free (IF)*", Dissertação de M.Sc., CEFET/RJ, Rio de Janeiro,RJ, Brasil, 2011.

ESI, Esi get it righth ®, Disponível em; <https://www.esi-group.com/sites/default/files/resource/brochure_flyer/1032/folder_welding.pdf>, Acesso em 01 de Janeiro de 2017.

FIETO, B. M., "Evolução da Microestrutura e das Propriedades Mecânicas de Aços IF Tratados Termomecanicamente", Universidade Federal do Rio de Janeiro, RJ, Brasil, Julho, 2013.

FONSECA, M. A., ALVES, W. B., LACERDA, J. C., "Estampabilidade dos aços IF e AA para aplicação automotiva", *In: V Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação - 5º COBEF*, Belo Horizonte, MG, Brasil, 2009.

FURLANETTO, V., "Desenvolvimento e instrumentação de um cabeçote de soldagem a ponto por resistência elétrica para aplicação em condições industriais", Tese de D.Sc., PUC, São Paulo, SP, Brasil, 2014.

GOVIK, A., "Modeling of the Resistance Spot Welding Process", Dissertação de M.Sc., Universidade de Linköpings, Linköpings, Suécia, 2009.

HALLYDAY, D., WALKER,J., RESNICK, R., Fundamentos de Física - Vol. 2 - Gravitação, Ondas, Termodinâmica, 7ª Edição, LTC,2006.

HIRSCH, R. B., LEIBOVITZ, R., "Influence of Water Temperature and Flow on Electrode Life", Inc. Unitrol Electronics, Northbrook, IL, USA, 1996.

INCROPERA, F. P., DEWIT, D. P., BERGMAN, T. L., LAVINE A. S., "Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa", 6ª edição, LTC, 2008.

INTERMACHINEY COMÉRCIO LTDA., "I Seminário de Solda a Ponto". São Paulo: 2003, CD-ROM.

KRAUSS, G., WILSHYNSKY, D.O., and MATLOCK, D.K., "International Symposium on Interstitial Free Steel Sheet: Processing, Fabrication and Properties", Ed. by L.E. Collins and D.L. Baragar, p.1, CIM, Ottawa, Canada, 1991

LOPES, D. M., "Avaliação de parâmetros do processo de soldagem a ponto por resistência (RSW) para união de chapas de aço livre de intersticiais (IF)", Dissertação de M.Sc., CEFET-RJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2015.

MA, N., MURAKAWA, H., "Numerical and Experimental Study on Nugget Formation in Resistance Spot Welding for High Strength Steel Sheets in Automobile Bodies", Joining and Welding Research Institute, Osaka University, Ibaraki, Osaka, Japão, Vol. 38 - N°2, 2009.

MALISKA, C. R., "Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional - Fundamentos e Coordenadas Generalizadas", 1ª edição, LTC, 1995.

MILLER, "Handbook for Resistance Spot Welding", Junho de 2012.

MOLENDIA, C. H. DE A., PARIS, A. A. F., LIMBERGER, I. DA F., DA SILVA, R. B., "Simulação Numérica do Crescimento da Lentilha de Solda Obtida pelo Processo de Soldagem a Ponto por Resistência Elétrica no Aço Inox AISI 304". Soldagem e Inspeção, São Paulo, Vol. 15, No. 4, p.307-316, Out/Dez 2010.

MUNSON, B. R., YOUNG, D. F., OKIISHI, T. H., "Fundamentos da Mecânica dos Fluidos", 4ª edição, Edgard Blücher, 2004.

NASCIMENTO, V.C.; "Seleção de parâmetros de soldagem a ponto por resistência, baseado na medição da resistência elétrica entre chapas", Dissertação de M.Sc., UFU, Uberlândia, MG, Brasil, 2008.

OLIVEIRA, A. F., "Caracterização de um aço IF após relaminação no Laminador de Encruamento", Dissertação de M. Sc., Universidade de São Paulo, São Paulo, Brasil, 2010.

PROSPOT, i5 Smart Welder. Disponível em: <<http://prospot.com/products/i5>>, Acesso em: 13 de maio de 2017.

RAO, Z. H., LIAO, S. M., TSAI, H. L., WANG, P. C., STEVENSON, R., "Mathematical Modeling of Electrode Cooling in Resistance Spot Welding", Welding Journal vol. 88, nº5, p. 111S- 119S, 2009.

RWMA – Resistance Welder Manufactures Association, " Resistance Welding Manual", EUA., 4ªEd., Novembro 2003.

ROSSI, G. P.; "Estudo de Correlação do comportamento de pontos de solda em corpos de prova pelo método dos elementos finitos", Dissertação de M.Sc.,PUC-SP, São Paulo, SP, Brasil, 2007.

SWANTEC, Customers, Disponível em: <<https://www.swantec.com/customers>>, Acesso em: 01 de Janeiro de 2017.

SILVA, M. R S da., VALLIM, P. S. S., DA SILVEIRA. J. H. D., GOMES. H. L. GORNI. A. A., GUIA. J. R. P., DA SILVA. M. A., FILHO. C. C., "Evolução da laminação de aços IF no laminador de tiras a quente da COSIPA". In: 43º Seminário de Laminação - Processos e Produtos Laminados e Revestidos, pp 323-331, Curitiba-PR, Outubro, 2006.

UNITEK EQUIPMENT, "Treinamentos de Solda por Resistência: Fundamentos - Excelência da Solda", UNITEK EQUIPMENT, 2006.

VURAL, M., "Finite Element analysis of the thermo-mechanical behavior of the resistance spot welding" In: Usak University journal of Material Sciences, Estambul, Turquia, 2013.

YEUNG, K, S, HORNTON, P. H., "Transient Thermal Analysis of Spot Welding Electrodes", Welding journal, p.1S-6S, Jan. 1999.

WEI, P.S., WU, T.H.,HSIEH,S.S., "Phase change effects transport processes in resistance spot welding", Journal of Mechanics, Vol. 27, No.1, March 2011.

WORLDAUTOSTEEL. "Automotive Steel Definitions - Today's AHSS". Disponível em: <<http://www.worldautosteel.org/steel-basics/automotive-steel-definitions/>>. Acesso em: 13 de Maio de 2017.

ZHANG, H., SENKARA, J., "Resistance Welding: Fundamentals and Applications", 1ª Edição, CRC, 2006.

ZHANG W., "Design and Implementation of Software of Resistance Welding Process Simulation", SAE, Transactions: Journal of Materials and Manufacturing, vol. 112, p556-564, 2003.

ANEXO A - Análise de Convergência de Malha

A Figura A1 mostra a análise de convergência para simulação estacionária a fim de verificar o tamanho de malha onde foi considerado um fluxo de calor constante.

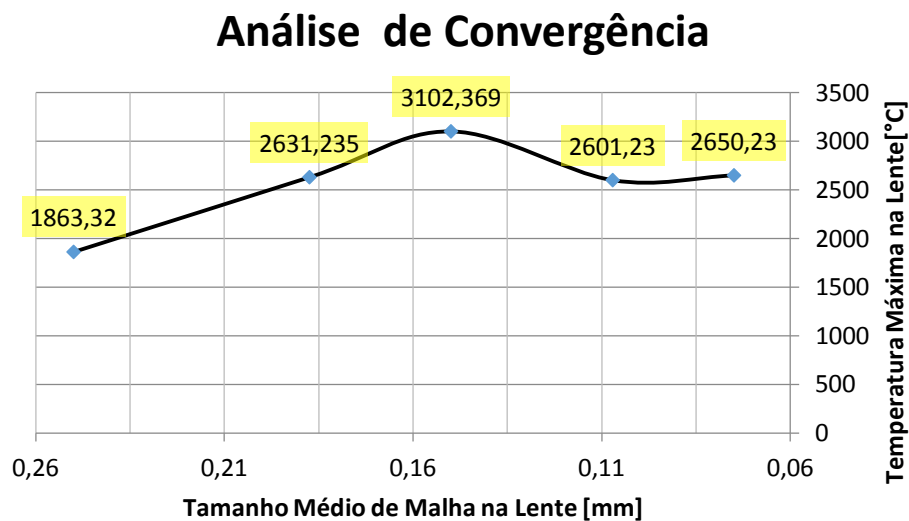


Figura A1: Análise de convergência de malha em regime estacionário.

A Figura A2 mostra a análise de convergência para simulação transiente a fim de verificar o tamanho do passo de tempo ideal para a malha considerando um fluxo de calor em função do tempo.

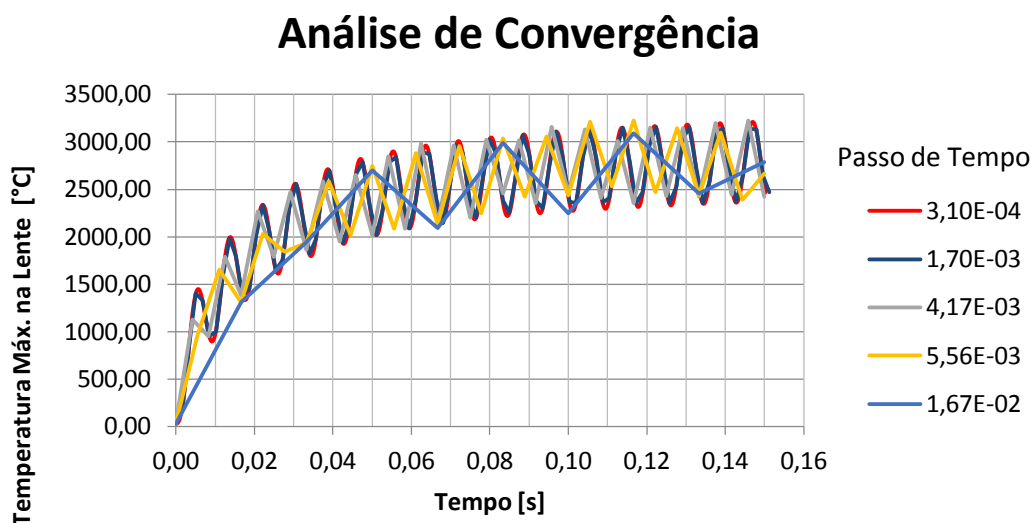


Figura A2: Análise de convergência de malha em regime transiente.

ANEXO B - Cálculos De Coeficientes De Transferência De Calor Por Convecção Natural.

Para o cálculo de convecção natural, levou-se em consideração a média de temperatura da superfície como sendo 800 °C no processo de soldagem das seguintes regiões: chapas horizontais, face inclinada e vertical do eletrodo.

Incropera, *et al.* (2008), que cita os autores Sparrow e Gregg (1956), afirmam que um cilindro vertical pode ser considerado como parede vertical com altura L, se a camada limite " δ " for muito menor do que o diâmetro do cilindro D. Essa condição é satisfeita quando:

$$\frac{D}{L} \gtrsim \frac{35}{(Gr_L)^{1/4}} \quad \text{B.1}$$

Para o eletrodo em estudo, de acordo com as dimensões da Figura 45 o valor de L = 20 mm e D = 16 mm.

Calculando o valor de temperatura filme para estimar os valores das propriedades do ar.

$$T_f \equiv \frac{(T_s + T_\infty)}{2} \quad \text{B.2}$$

Considerando que a temperatura do ar seja de 25 °C temos que a temperatura filme é em Kelvin:

$$T_f \equiv \frac{(1073,15 + 298,15)}{2} = 685,65 \text{ K}$$

A partir de dados originados do trabalho de Incropera, *et al.* (2008) através de interpolação obtemos os valores das propriedades para a temperatura filme. Na tabela B1 é possível verificar os dados obtidos por Incropera, *et al.* (2008) e grifado de amarelo os valores interpolados:

Tabela B1 - Propriedades do ar.

| Tf(K) | ρ (kg/m ³) | c_p (kJ/(kg.K)) | μ (N.s/m ²) | ν (m ² /s) | k (W/mK) | α (m ² /s) | Pr |
|--------|-----------------------------|------------------------|-----------------------------|---------------------------|------------------------|------------------------------|-------|
| 650 | 0,5356 | 1,063 x10 ³ | 322,5 x10 ⁷ | 60,21 x10 ⁻⁶ | 49,7 x10 ³ | 87,3 x10 ⁶ | 0,69 |
| 685,65 | 0,5084 | 1,072 x10 ³ | 334,12 x10 ⁷ | 65,84 x10 ⁻⁶ | 51,63 x10 ³ | 94,99 x10 ⁶ | 0,694 |
| 700 | 0,4975 | 1,075 x10 ³ | 338,8 x10 ⁷ | 68,10 x10 ⁻⁶ | 52,4 x10 ³ | 98 x10 ⁶ | 0,695 |

- Cálculo para chapa

Considerando o L da chapa de 105 mm, calculando o número de Grashof temos:

$$Gr_L = \frac{g\beta(T_s - T_\infty)L^3}{\nu^2} = \frac{9,81 \cdot (1/685,65)(685,65 - 298) \cdot 0,105^3}{(65,84 \times 10^{-6})^2} = 2,96 \times 10^6$$

Para calcular o número de Rayleigh faz:

$$Ra_L = Gr_L \cdot Pr = 2,96 \times 10^6 \cdot 0,6935 = 2,05 \times 10^6$$

Como o número de Rayleigh é menor que 1×10^9 , segundo Incropera, *et al.* (2008) o escoamento é classificado como Laminar.

Utilizando a Equação 34, para calcular o número de Nusselt médio para chapa horizontal temos:

$$\overline{Nu}_L = 0,54 Ra_L^{1/4} = 0,54 \cdot (2,05 \times 10^6)^{1/4} = 20,44$$

Logo, sendo o coeficiente médio de transferência de calor por convecção, temos:

$$h = k \overline{Nu}_L / L = 51,63 \times 10^3 \cdot \frac{20,44}{0,105} = 10,05 \text{ W}/(m^2 K)$$

- Cálculo parede eletrodo (parte inclinada)

Considerando o L da chapa de 3,5 mm com ângulo de 45° , calculando o número de Grashof temos:

$$Gr_L = \frac{g \cos(\phi) \beta (T_s - T_\infty) L^3}{\nu^2} = \frac{9,81 \cdot \cos(45^\circ) \cdot (1/685,65)(685,65 - 298) \cdot (3,5 \times 10^{-3})^3}{(65,84 \times 10^{-6})^2} \\ = 16,7$$

Para calcular o número de Rayleigh faz:

$$Ra_L = Gr_L \cdot Pr = 16,7 \cdot 0,6935 = 11,60$$

Como o número de Rayleigh é menor que 1×10^9 , segundo Incropera, *et al.* (2008) o escoamento é classificado como Laminar. Utilizando a Equação 35, para calcular o número de Nusselt para chapa horizontal temos o resultado:

$$\begin{aligned}\overline{Nu}_L &= \left\{ 0,825 + \frac{0,387Ra_L^{1/6}}{[1 + (0,492/Pr)^{9/16}]^{8/27}} \right\}^2 \\ &= \left\{ 0,825 + \frac{0,387 \cdot (11,60)^{1/6}}{[1 + (0,492/0,6935)^{9/16}]^{8/27}} \right\}^2 = 1,68\end{aligned}$$

Logo, sendo o coeficiente médio de transferência de calor por convecção, temos:

$$h = k \overline{Nu}_L / L = 51,63 \times 10^3 \cdot \frac{1,68}{0,105} = 20,66 \text{ W}/(m^2K)$$

- Cálculo parede eletrodo (parte vertical)

Diante da dificuldade de determinar o número de Nusselt para cilindros verticais por não ter a condição da Equação B1 atendida, após buscas bibliográficas realizadas optou-se pela correlação referenciada por Day (2012) e Incropera, *et al.* (2008).

$$\overline{Nu}_L = \overline{Nu}_{L,fp} \times \left\{ 1 + 0,3[32^{0,5} Gr_L^{-0,25} (L/D)]^{0,909} \right\} \quad \text{B.3}$$

Onde $\overline{Nu}_{L,fp}$ é a Equação de Churchill and Chu referenciada em (INCROPERA *et al.*, 2008) para convecção natural para escoamento laminares em chapas verticais.

$$\overline{Nu}_{L,fp} = 0,68 + \frac{0,670Ra_L^{1/4}}{[1 + (0,492/Pr)^{9/16}]^{4/9}} \quad ; \quad Ra_L < 1 \times 10^9 \quad \text{B.4}$$

Sendo assim, temos:

$$Gr_L = \frac{g\beta(T_s - T_\infty)L^3}{\nu^2} = \frac{9,81 \cdot (1/685,65)(685,65 - 298) \cdot (0,017)^3}{(65,84 \times 10^{-6})^2} = 7,7 \times 10^3$$

Para calcular o número de Rayleigh faz:

$$Ra_L = Gr_L \cdot Pr = 7,7 \times 10^3 \cdot 0,6935 = 5,34 \times 10^3$$

Como o número de Rayleigh é menor que 1×10^9 , segundo Incropera, *et al.* (2008) o escoamento é classificado como Laminar.

$$\overline{Nu}_{L,fp} = 0,68 + \frac{0,670(5,34 \times 10^3)^{1/4}}{[1 + (0,492/0,6935)^{9/16}]^{4/9}} = 5,334$$

$$\overline{Nu}_L = 5,334 \times \left\{ 1 + 0,3[32^{0,5} (7,7 \times 10^3)^{-0,25} (L/D)]^{0,909} \right\} = 6,40278$$

$$h = k \overline{Nu}_L / L = 51,63 \times 10^3 \cdot \frac{6,40278}{0,017} = 19,44 \text{ W}/(m^2K)$$