



UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO  
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

GUILHERME GADELHA DE SOUSA FIGUEIREDO

**ESTUDO DE MODELOS NUMÉRICOS TÉRMICO E FLUIDODINÂMICO NA  
HISTÓRIA TÉRMICA DE JUNTAS SOLDADAS POR ATRITO COM PINO NÃO  
CONSUMÍVEL DE AÇOS API 5L-X80.**

Recife

2020

GUILHERME GADELHA DE SOUSA FIGUEIREDO

**ESTUDO DE MODELOS NUMÉRICOS TÉRMICO E FLUIDODINÂMICO NA  
HISTÓRIA TÉRMICA DE JUNTAS SOLDADAS POR ATRITO COM PINO NÃO  
CONSUMÍVEL DE AÇOS API 5L-X80.**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco com parte dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica.

**Área de concentração:** Engenharia de Materiais e Fabricação.

**Orientador:** Prof. Dr. Tiago Felipe de Abreu Santos.

**Coorientadora:** Prof<sup>a</sup>. Dr<sup>a</sup>. Tahiana Francisca da Conceição Hermenegildo.

Recife

2020

## FICHA CATALOGRÁFICA

Catálogo na fonte  
Bibliotecário Gabriel Luz, CRB-4 / 2222

F475e Figueiredo, Guilherme Gadelha de Sousa.  
Estudo de modelos numéricos térmico e fluidodinâmico na história térmica de juntas soldadas por atrito com pino não consumível de aço API 5L-X80 / Guilherme Gadelha de Sousa Figueiredo – Recife, 2020.  
104 f.: figs., tabs.

Orientador: Prof. Dr. Tiago Felipe de Abreu Santos.  
Coorientadora: Profa. Dra. Tahiana Francisca da Conceição Hermenegildo.

Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2020.  
Inclui referências.

1. Engenharia Mecânica. 2. Friction Stir Welding. 3. Modelagem computacional. 4. Aço API 5L-X80. 5. Modelo puramente térmico. 6. Dinâmica de fluidos computacional. I. Santos, Tiago Felipe de Abreu (Orientador). II. Hermenegildo, Tahiana Francisca da Conceição (Coorientadora). III. Título.

UFPE

621 CDD (22. ed.)

BCTG / 2020-123

GUILHERME GADELHA DE SOUSA FIGUEIREDO

**ESTUDO DE MODELOS NUMÉRICOS TÉRMICO E FLUIDODINÂMICO NA  
HISTÓRIA TÉRMICA DE JUNTAS SOLDADAS POR ATRITO COM PINO NÃO  
CONSUMÍVEL DE AÇOS API 5L-X80.**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco com parte dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica.

Aprovada em: 10/02/2020

---

Prof. Dr. Tiago Felipe de Abreu Santos  
Orientador/Presidente

---

Prof. Dr. César Henrique Gonzalez  
Coordenador do Programa

**BANCA EXAMINADORA:**

---

Prof. Dr. Tiago Felipe de Abreu Santos (Orientador)  
Universidade Federal de Pernambuco

---

Prof<sup>a</sup>. Dr<sup>a</sup>. Tahiana Francisca da Conceição Hermenegildo (Coorientadora)  
Universidade Federal do Rio Grande do Norte

---

Prof. Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira (Examinador Interno)  
Universidade Federal de Pernambuco

---

Prof. Dr. Alexandre Queiroz Bracarense (Examinador Externo)  
Universidade Federal de Minas Gerais

Dedico este trabalho a Deus e a todos que de forma direta ou indireta contribuíram, e contribuem, para o engrandecimento intelectual e para a educação dos povos deste país.

## AGRADECIMENTOS

A Deus, pelo dom da vida e por ter me dado condições de começar e terminar este trabalho.

Aos meus pais Acrísio de Sousa Pinto Neto e Maria Elisabeth Gadelha Pessoa, que colocaram todos os seus esforços à educação de seus filhos e me ensinaram o quanto a educação é importante.

A minha esposa Amanda pelo incentivo, compreensão, paciência e amor que me preenchem e me ajudaram a concluir esse trabalho.

Ao meu orientador Prof. Dr. Tiago Felipe de Abreu Santos pela amizade, dedicação, apoio e orientação ao longo deste trabalho, os quais foram essenciais para o desenvolvimento do tema e compreensão do objeto de estudo deste trabalho.

A minha coorientadora Prof<sup>a</sup>. Dr<sup>a</sup>. Tahiana Francisca da Conceição Hermenegildo, pelo ensino, amizade, apoio e fornecimento dos dados experimentais que culminaram na conclusão deste trabalho.

A Prof<sup>a</sup>. Dr<sup>a</sup>. Nadège Sophie Bouchonneau da Silva, pela paciência e ajuda no desenvolvimento do modelo computacional e ensinamentos transmitidos ao longo de vários encontros.

Ao Prof. Dr. Tiago de Sousa Antonino, pela contribuição das informações termofísicas do material estudado e pela amizade, me auxiliando nas ocasiões de maior necessidade.

Aos professores do Departamento de Engenharia Mecânica (DEMEC) da UFPE, em especial ao Prof. Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira, pelo aprendizado e pela transferência de experiências ao longo do mestrado acadêmico.

À FACEPE e à CAPES pelo apoio financeiro.

Aos amigos do SOLDAMAT, especialmente Igor Jordão, Luís Apolinário, Ivan Picchi, Helen Araújo, Ana Carla e Erike Wilker, pela parceria e companheirismo nos bons e maus momentos da vida acadêmica, os quais contribuíram para o meu crescimento pessoal e intelectual.

Ao Departamento de Engenharia Mecânica (DEMEC) e ao Programa de Pós-Graduação em Mecânica (PPGEM) - UFPE, pelo apoio institucional;

Ao CNPq, Petrobras, ANP – FINEP, e ao Instituto Nacional de Tecnologia em União e Revestimentos de materiais (INTM) por fornecimento do espaço físico e equipamentos necessários.

## RESUMO

A obtenção da repartição térmica em juntas do aço API 5L X80 processadas por Friction Stir Welding foi realizada por meio de modelos numéricos térmicos e fluidodinâmicos. Os dados de entrada dos modelos foram adquiridos por medições de temperatura durante a soldagem, utilizando termopares posicionados igualmente espaçados ao longo de chapas de aço de 12 mm de espessura durante o processo de soldagem. O experimento foi conduzido para dois aportes térmicos diferentes: uma junta com aporte térmico de  $1,69 \text{ KJ.mm}^{-1}$  e a outra com um aporte térmico de  $1,91 \text{ KJ.mm}^{-1}$ . Os dados de temperatura foram processados e utilizados para implementação em um modelo computacional puramente térmico, proporcionando a visualização do ciclo térmico do material durante a soldagem. O modelo computacional foi desenvolvido utilizando o software COMSOL Multiphysics®, uma vez que a fonte de calor foi considerada estacionária em um modelo Euleriano. O modelo foi utilizado em ambas as juntas para realizar o estudo entre as temperaturas simuladas e os resultados experimentais. Os resultados mostraram similaridades significativas quando os ciclos térmicos e seus máximos simulados e os dados experimentais de temperatura foram comparados. O modelo térmico também foi usado para prever as temperaturas máximas do ciclo térmico para regiões da junta soldada onde é fisicamente impossível realizar medições experimentais de temperatura devido à presença do pino e do ombro da ferramenta. Posteriormente, o modelo puramente térmico foi confrontado com um modelo fluidodinâmico, verificando as informações obtidas em cada um destes. Observou-se que o modelo fluidodinâmico fornece detalhes sobre diferentes aspectos experimentais, tais como o campo de velocidades do fluido ao redor da ferramenta e sua taxa de deformação. Verificou-se então que o modelo puramente térmico fornece resultados com um tempo de processamento menor do que o modelo fluidodinâmico. Entretanto o modelo fluidodinâmico fornece resultados que o puramente térmico é, inerentemente, impossibilitado de fornecer. Diante disto, conclui-se que cada um destes modelos fornece resultados que são complementares um ao outro.

**Palavras-chave:** Friction Stir Welding. Modelagem computacional. Aço API 5L-X80. Modelo puramente térmico. Dinâmica de fluidos computacional.

## ABSTRACT

The thermal evaluation of API 5L X80 steel joints processed by Friction Stir Welding was achieved by thermal and fluid numerical models. The model input data were acquired by temperature measurements during welding using equally spaced thermocouples along 12 mm thick steel plates during the welding process. The experiment was conducted with two main sets of heat inputs: one joint with a thermal input of  $1,69 \text{ KJ.mm}^{-1}$  and the other with a heat input of  $1,91 \text{ KJ.mm}^{-1}$ . Temperature data were processed and used for implementation in a pure thermal computational model, providing visualization of the thermal cycle of the material during welding. The computational model was developed using COMSOL Multiphysics® software, since the heat source was considered stationary in an Eulerian model. The model was used in both joints in order to make comparisons between simulated temperatures and thermocouple results. The results showed significant similarities when simulated maximum thermal cycles and experimental temperature data were compared. The thermal model was also used to predict maximum thermal cycle temperatures for points in the welded region where it is physically impossible to perform experimental temperature measurements due to the presence of the tool pin and shoulder. Subsequently, the purely thermal model was compared with a fluid dynamic model, verifying the information obtained in each of these. It was observed that the fluid dynamic model provides details about different experimental aspects, such as the fluid velocity field around the tool and its deformation rate. It was then found that the purely thermal model provides results faster than the fluid dynamics model. However, the fluid dynamics model provides results that the purely thermal one is inherently unable to provide. Given the results, it is concluded that each of these models provides results that are complementary to each other.

**Keywords:** Friction Stir Welding. Computational modelling. API 5L-X80 steel. Pure thermal model. Computational fluid dynamics.

## LISTA DE FIGURAS

|  |    |
|--|----|
| Figura 1 - Ilustração do processo de Friction Stir Welding .....   | 21 |
| Figura 2 - Ilustração das zonas macroscópicas identificáveis na soldagem por atrito. a) Metal base, b) ZTA, c) ZTMA, d) ZM.....  | 22 |
| Figura 3 - Perfil de diferentes ferramentas utilizados no FSW. a) W-Re b) WC-Co e c) PCBN. Nota-se também os diferentes designs de ombro e pino de cada ferramenta. ....   | 24 |
| Figura 4 - Esquema de processamentos termomecânicos de fabricação do aço X80 - PTMC convencional.....  | 27 |
| Figura 5 - Cronologia de fabricação de diferentes aços ARBL (Grau API).....  | 28 |
| Figura 6 - Janela operacional de parâmetros otimizados para o FSW.....   | 30 |
| Figura 7 - Distribuição de dureza Vickers no perfil transversal da junta soldada - evidência da presença de uma zona de elevada dureza localizada no lado de avanço (LA) de ambas as soldagens.....  | 31 |
| Figura 8 - Diferentes geometrias para a simulação numérica do FSW - a) ferramenta, corpo de prova e <i>backing plate</i> ; b) topo da ferramenta (ombro e pino), corpo de prova e <i>backing plate</i> ; c) topo da ferramenta (ombro e pino) e corpo de prova; e d) condição de simetria longitudinal. .... | 33 |
| Figura 9 - Exemplo de malha adaptativa no modelo de mecânica dos sólidos. Destaque para os dois domínios consideradas - $\Omega_1$ (corpo de prova) e $\Omega_2$ (ferramenta).....   | 34 |
| Figura 10 - Referenciais adotados nos modelos computacionais - a) Euleriano: fonte de calor radialmente distribuída e tratamento estacionário; b) Lagrangiano - fonte de calor transiente, se movimentando ao longo da junta.....  | 35 |
| Figura 11 - Diferentes abordagens de modelagem das fontes de calor no processo de FSW. Detalhe para a diferenciação entre condição de deslizamento e adesão.....   | 36 |
| Figura 12 - Fluxograma da metodologia experimental resumida utilizada ao longo do trabalho. ....   | 48 |
| Figura 13 - Ilustração esquemática do processo de FSW apresentando o movimento da ferramenta ao longo da junta. ....   | 49 |

|  |    |
|--|----|
| Figura 14 - Arranjo experimental dos termopares utilizados durante a soldagem do material.....   | 50 |
| Figura 15 - Esquema de uma junta de FSW - a) Vista superior da junta soldada b) Arranjo dos termopares fixados na chapa de X80.....  | 51 |
| Figura 16 - Ilustração da metodologia utilizada para cálculo das histórias térmicas de um modelo estacionário. ....  | 52 |
| Figura 17 - A geometria reduzida do modelo, ilustrando zonas e considerações adotadas.....   | 53 |
| Figura 18 - Detalhe para a geometria da ferramenta modelada, com destaque para as regiões do ombro e do pino: a) Vista superior e b) Vista frontal da ferramenta no modelo. .... | 54 |
| Figura 19 - Detalhe da ferramenta de PCBN para o processamento FSW de aços: a) perfil da ferramenta e b) vista superior da ferramenta.....                                       | 56 |
| Figura 20 - Detalhe da geometria da ferramenta modelada com malha tetraédrica..  | 57 |
| Figura 21 - Propriedades termofísicas do aço API 5L-X80 em função da temperatura .....   | 58 |
| Figura 22 - Detalhe da malha tetraédrica utilizada para modelar o espaço ocupado pela ferramenta no corpo-de-prova. ....   | 58 |
| Figura 23 - Simulação da distribuição de temperatura para a condição de maior aporte térmico - MPT.....  | 59 |
| Figura 24 - Simulação da distribuição de temperatura para a condição de menor aporte térmico - MPT.....  | 61 |
| Figura 25 - Distribuição das isoterms durante o FSW evidenciando as concentrações de isoterms na região lateral da ferramenta para a condição mais quente.....                   | 61 |
| Figura 26 - Distribuição das isoterms durante o FSW evidenciando as concentrações de isoterms na região lateral da ferramenta para a condição mais fria.....                     | 62 |
| Figura 27 - Vista superior da distribuição de temperatura na simulação do FSW de aço de médio-carbono.....   | 63 |
| Figura 28 - Vista superior da ferramenta de FSW no momento da soldagem - detalhe para assimetria térmica característica entre o lado de avanço e o lado de retrocesso. ....      | 63 |

|   |    |
|---|----|
| Figura 29 - Distribuição de isotermas na superfície e interior do material na condição de menor aporte térmico - MPT. ....  | 64 |
| Figura 30 - Diferença entre a condição experimental e a condição de simulação.....  | 65 |
| Figura 31 - Gráfico comparativo mostrando ciclos térmicos simulados e experimentais, considerando a junta de maior aporte térmico. ....   | 66 |
| Figura 32 - Gráfico comparativo mostrando ciclos térmicos simulados e experimentais, considerando a junta de menor aporte térmico. ....   | 66 |
| Figura 33 - Gráfico comparativo mostrando ciclos térmicos simulados, considerando uma junta de maior aporte térmico. ....   | 69 |
| Figura 34 - Temperatura máxima prevista para a região central da ZM a partir de extrapolações lineares de aquisições de termopares próximos à junta soldada de aços ao carbono. ....  | 70 |
| Figura 35 - Perfil de temperaturas longitudinal para uma liga de Ti-6Al-4V. ....  | 70 |
| Figura 36 - Perfil transversal de distribuição de temperaturas para uma liga de Ti-6Al-4V.....  | 70 |
| Figura 37 - Resultado de simulação considerando uma condição de maior aporte térmico, evidenciando a localização da região de máxima temperatura na superfície do corpo-de-prova..... | 71 |
| Figura 38 - Aquisição de temperaturas para o FSW do aço X65. ....   | 72 |
| Figura 39 - Variação dos valores de $\delta$ e em função da distância radial entre a ferramenta e o corpo de prova. ....  | 73 |
| Figura 40 - Variação dos valores de $\mu_f$ em função da distância radial entre a ferramenta e o corpo de prova. ....   | 75 |
| Figura 41 - Gráfico de temperaturas máximas ao se variar o coeficiente de convecção no lado inferior do material. ....  | 77 |
| Figura 42 - Temperaturas máximas para múltiplas condições de contato considerando o valor do coeficiente de contato, aqui representado por $\gamma$ .....                             | 78 |
| Figura 43 - Resultado de simulação de FSW considerando uma condição fria, evidenciando um ponto de temperatura máxima na superfície do material.....                                  | 79 |
| Figura 44 - Ilustração comparativa entre a macrografia do X80 e a ferramenta simulada, considerando a condição mais quente. Adaptada de Hermenegildo <i>et al</i> (2018). ....        | 80 |

|  |    |
|--|----|
| Figura 45 - Perfil de temperaturas do material ao se utilizar de uma fonte de calor volumétrica para as regiões do pino. Condição de simulação: Junta de maior aporte térmico..... | 80 |
| Figura 46 - Perfil de temperaturas do material ao se utilizar de uma fonte de calor superficial para as regiões do pino. Condição de simulação: Junta de maior aporte térmico..... | 81 |
| Figura 47 - História térmica de uma simulação CFD de soldagem por atrito nas juntas de X80 -condição de menor aporte térmico. ....   | 82 |
| Figura 48 - Distribuição de temperaturas superficiais da ferramenta, considerando a condição mais quente de aporte térmico.....  | 84 |
| Figura 49 - Distribuição de temperaturas superficiais da ferramenta, considerando a condição mais quente de aporte térmico. ....   | 84 |
| Figura 50 - Linhas de fluxo de material no plano superficial da soldagem, destacando a zona de estagnação.....   | 86 |
| Figura 51 - Distribuição das isotermas na ferramenta, considerando a condição mais quente. Vista inferior / traseira. ....   | 87 |
| Figura 52 - Distribuição de isotermas na regiões do pino e do ombro para o modelo CFD. ....  | 88 |
| Figura 53 - Distribuição de temperaturas superficial para o modelo puramente térmico.....  | 88 |
| Figura 54 - Distribuição de temperaturas superficiais para o modelo CFD - condição de junta de maior aporte térmico.....   | 89 |
| Figura 55 - Distribuição de isotermas para a simulação CFD considerando uma condição de menor aporte térmico. ....   | 90 |
| Figura 56 - Perfil de simetria isotérmico no modelo CFD para a condição de menor aporte térmico.....   | 90 |
| Figura 57 - Vista superior do processo de soldagem. Taxa de deformação em um plano a 10 mm da superfície inferior. ....  | 91 |
| Figura 58 - Taxa de deformação para seções superficiais do material. Os maiores valores de deformação efetiva estão localizados para regiões mais à frente do pino.....            | 92 |

## LISTA DE TABELAS

|  |    |
|--|----|
| Tabela 1 - Principais condições de acoplamento entre a ferramenta e o corpo de prova, e suas conseqüentes coeficientes de acoplamento ( $\delta$ ) ..... | 37 |
| Tabela 2 - Cronologia de utilização de simulações numéricas para estudo do processo FSW. Considerações na modelagem e principais resultados. ...         | 39 |
| Tabela 3 - Parâmetros experimentais utilizados na soldagem para as condições de menor e maior aporte. ....   | 50 |
| Tabela 4 - Propriedades termofísicas da ferramenta de PCBN.....  | 57 |
| Tabela 5 - Composição química do aço API 5L-X80 utilizado neste estudo (wt%) ...   | 57 |
| Tabela 6 - Comparação entre as temperaturas obtidas experimentalmente e numericamente para o lado de avanço das juntas soldadas.....                     | 65 |
| Tabela 7 - Valores de temperaturas encontrados numericamente para posições mais próximas às linhas de soldagem.....                                      | 68 |
| Tabela 8 - Valores de taxa de resfriamento simulados para diferentes distâncias da linha de solda. ....  | 71 |
| Tabela 9 - Temperaturas simuladas utilizando a abordagem CFD. para distâncias próximas à linha de soldagem.....  | 82 |

## LISTA DE EQUAÇÕES

|  |    |
|--|----|
| Equação 1 - Geração de calor na junta soldada .....                                | 37 |
| Equação 2 - Tensão de forjamento .....   | 37 |
| Equação 3 - Aporte térmico da junta soldada.....                                   | 42 |
| Equação 4 - Equilíbrio térmico na junta soldada .....                              | 42 |
| Equação 5 - Geração de calor no pino.....  | 42 |
| Equação 6 - Geração de calor no ombro .....  | 43 |
| Equação 7 - Geração de calor (condição de deslizamento total) .....                | 43 |
| Equação 8 - Conservação do momento (fonte de calor como referência) .....          | 43 |
| Equação 9 - Continuidade do escoamento incompressível .....                        | 44 |
| Equação 10 - Viscosidade dinâmica não-Newtoniana .....                             | 44 |
| Equação 11 - Taxa de deformação durante a soldagem.....                            | 44 |
| Equação 12 - Tensão crítica exercida no material durante a soldagem .....          | 44 |
| Equação 13 - Relação de Zenner-Hollomon .....                                      | 44 |
| Equação 14 - Geração de calor por dissipação viscosa.....                          | 45 |
| Equação 15 - Tensor de deformação do material a ser soldado .....                  | 45 |
| Equação 16 - Taxa de deformação relativo ao material .....                         | 45 |
| Equação 17 - Coeficiente de acoplamento.....                                       | 46 |
| Equação 18 - Relação entre o coeficiente de acoplamento e a matriz de rotação .... | 46 |
| Equação 19 - Relação entre o coeficiente de atrito e a constante de acoplamento .. | 46 |
| Equação 20 - Fator de partição térmica entre o ombro e a ferramenta.....           | 47 |
| Equação 21 - Geração de calor condicional na junta .....                           | 55 |
| Equação 22 - Perdas térmicas totais relativas a chapa durante a soldagem .....     | 55 |

## LISTA DE ABREVIações

|       |   |
|-------|---|
| ARBL  | Alta Resistência - Baixa Liga   |
| API   | American Petroleum Institute  |
| CFD   | <i>Computational Fluid Dynamics</i> - Dinâmica de Fluidos Computacional |
| DOF   | <i>Degrees of Freedom</i> - graus de liberdade                          |
| FSW   | Friction Stir Welding   |
| HSLA  | High Strength - Low Alloy   |
| MB    | Metal Base  |
| MMS   | Modelo Mecânica dos Sólidos.  |
| MPT   | Modelo Puramente Térmico  |
| PCBN  | Nitreto Cúbico de Boro Policristalino                                   |
| SAPNC | Soldagem por Atrito com Pino Não Consumível                             |
| ZD    | Zona Dura   |
| ZM    | Zona Misturada  |
| ZTMA  | Zona Termomecanicamente Afetada   |
| ZTA   | Zona Termicamente Afetada   |

## LISTA DE SÍMBOLOS

|                  |   |
|------------------|---|
| $\delta$         | Coeficiente de acoplamento - adesão/deslizamento                              |
| $V_{matriz}$     | Velocidade de rotação da matriz do material processado                        |
| $V_{ferramenta}$ | Velocidade de rotação da ferramenta de soldagem                               |
| $\eta$           | Rendimento do processo de Friction Stir Welding (90 a 95%)                    |
| $\omega$         | Velocidade angular da ferramenta  |
| $u_{weld}$       | Velocidade de soldagem  |
| $\tau_e$         | Tensão de escoamento  |
| $\mu$            | Coeficiente de atrito   |
| $\tau_{atrito}$  | Tensão de atrito  |
| $F_N$            | Força axial utilizada durante a soldagem                                      |
| $A_S$            | Área superficial da ferramenta em contato com o corpo de prova                |
| $r$              | Distância radial entre o material e o centro da ferramenta cônica             |
| $M$              | Torque  |
| $\rho$           | Densidade do material   |
| $C_p$            | Calor específico a pressão constante  |
| $Q_{IN}$         | Fluxo de calor superficial  |
| $Q_{VD}$         | Fluxo de calor relacionado ao escoamento viscoso                              |
| $k$              | Coeficiente de condutividade térmica do material                              |
| $\mu_{VD}$       | Viscosidade não-Newtoniana do corpo de prova                                  |
| $\sigma_p$       | Tensão crítica efetiva  |
| $\varepsilon$    | Deformação efetiva  |
| $Z$              | Constante de Zener-Hollomon   |
| $\beta$          | Constante ponderal de contribuição de calor relacionado ao escoamento viscoso |
| $\varphi$        | Quantificação de deformação e escoamento de material viscoso                  |
| $Q$              | Energia de ativação do material   |
| $Q_{pino}$       | Contribuição de calor do pino da ferramenta                                   |
| $V_{pino}$       | Volume do pino da ferramenta  |
| $f_{pino}$       | Fator de contribuição de calor proveniente do pino                            |
| $Q_{ombro}$      | Contribuição de calor do ombro da ferramenta                                  |
| $u$              | Velocidade do fluido não-newtoniano no escoamento                             |

|                   |   |
|-------------------|---|
| $q_{perda-total}$ | Perda térmica total do modelo   |
| $\sigma$          | Constante de Stefan-Boltzmann   |
| $\epsilon$        | Coeficiente de emissividade da superfície do material                     |
| $h$               | Coeficiente convectivo  |
| $T_{amb}$         | Temperatura ambiente  |
| $f$               | Fator de partição do fluxo de calor entre a ferramenta e o corpo de prova |
| $\alpha$          | Fase ferrita  |
| $\gamma$          | Fase austenita  |

## SUMÁRIO

|            |   |           |
|------------|---|-----------|
| <b>1</b>   | <b>INTRODUÇÃO</b>   | <b>19</b> |
| <b>1.1</b> | <b>Objetivo</b>   | <b>20</b> |
| 1.1.1      | Objetivos específicos   | 20        |
| <b>2</b>   | <b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>  | <b>21</b> |
| <b>2.1</b> | <b>Friction Stir Welding (FSW) ou Soldagem por Atrito com Pino Não-Consumível (SAPNC)</b>                           | <b>21</b> |
| <b>2.2</b> | <b>Aços Alta Resistência - Baixa Liga (ARBL)</b>  | <b>25</b> |
| <b>2.3</b> | <b>FSW de aços ARBL</b>   | <b>29</b> |
| <b>2.4</b> | <b>Modelagem computacional do processo FSW</b>  | <b>32</b> |
| 2.4.1      | Equações relacionadas a fonte de calor na soldagem FSW  | 42        |
| 2.4.2      | Modelo puramente térmico (MPT)  | 42        |
| 2.4.3      | Modelo de dinâmica de fluido computacional (CFD)  | 43        |
| 2.4.4      | Coeficientes relevantes ao processamento FSW  | 45        |
| <b>3</b>   | <b>MATERIAIS E MÉTODOS</b>  | <b>48</b> |
| <b>3.1</b> | <b>Soldagem</b>   | <b>48</b> |
| <b>3.2</b> | <b>Aquisição do ciclo térmico no arranjo experimental</b>   | <b>50</b> |
| <b>3.3</b> | <b>Modelagem computacional do processo de FSW</b>   | <b>52</b> |
| 3.3.1      | Modelagem da fonte de calor   | 53        |
| 3.3.2      | Modelagem do corpo de prova   | 54        |
| <b>3.4</b> | <b>Materiais</b>  | <b>56</b> |
| 3.4.1      | Ferramenta de PCBN - Nitreto cúbico de boro policristalino  | 56        |
| 3.4.1      | Aço API 5L-X80 - propriedades físicas   | 57        |
| <b>4</b>   | <b>RESULTADOS E DISCUSSÕES</b>  | <b>59</b> |
| <b>4.1</b> | <b>Distribuição de temperaturas no material</b>   | <b>59</b> |
| 4.1.1      | Termopares e simulação numérica (Comparação Numérico/Experimental)  | 64        |
| 4.1.2      | Simulação numérica para localizações próximas às linhas de centro da solda (0 mm, 2 mm e 4 mm)                      | 68        |
| 4.1.3      | Influência dos valores de coeficientes convectivos e de coeficientes de atrito utilizadas para a modelagem numérica | 72        |
| 4.1.4      | Influência dos valores de temperaturas estimados na metalurgia do material  | 79        |
| <b>4.2</b> | <b>Distribuição de temperaturas na ferramenta</b>   | <b>83</b> |

|       |  |           |
|-------|--|-----------|
| 4.2.1 | Temperaturas máximas e mínimas e suas respectivas localizações na ferramenta. .... | 83        |
| 4.3   | <b>Aquisição de temperaturas no modelo CFD .....</b>                               | <b>87</b> |
| 5     | <b>CONCLUSÃO .....</b>   | <b>93</b> |
| 6     | <b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....</b>                                       | <b>94</b> |
|       | <b>REFERÊNCIAS .....</b>   | <b>95</b> |

## 1 INTRODUÇÃO

A Soldagem por Atrito com Pino Não-Consumível (SAPNC), ou Friction Stir Welding (FSW) em inglês, é um processo de soldagem e união no estado sólido, desenvolvido e patenteado pelo The Welding Institute (TWI) em 1991 (THOMAS *et al*, 1991). Este processo de fabricação foi conduzido com sucesso em ligas de alumínio, titânio, cobre, zinco e chumbo. As vantagens em se empregar FSW, entre outras, são: juntas com propriedades mecânicas superiores devido à recristalização dinâmica e pequenas distorções na peça de trabalho, levando a um processo de fabricação menos prejudicial e à união consolidada da junta soldada, sendo um processo que oferece mínimos riscos ambientais, o qual produz poucos resíduos de usinagem e requer pouca ou nenhuma limpeza de superfície (WITEK, 2015). Recentemente, a atenção das indústrias de construção naval e dos produtores petroquímicos foi direcionada para a viabilidade da soldagem por atrito de ligas de alta temperatura, como superligas de níquel, aços inoxidáveis e aços de Alta Resistência e Baixa Liga (ARBL), ou do inglês *High Strength Low Alloy* (HSLA) (ABBASI; NELSON; SORENSEN, 2013; AVILA *et al*, 2016; HERMENEGILDO *et al*, 2017).

Os aços ARBL, como o API 5L-X80, são bastante adequados para construção de dutos, tubulações e componentes *offshore*, devido à combinação de microestrutura e resistência adequadas, tornando esse tipo de material adequado para oleodutos e gasodutos (WEI e NELSON, 2012). Estes aços são caracterizados por baixo teor de carbono, o que resulta em maior tenacidade na ZTA após processos de soldagem, e pela presença de elementos de liga, como Nb, V, Ti, Cr, Mo, Ni e B (JANOVEC *et al*, 2000).

A motivação para a realização deste trabalho pode ser relacionada à crescente necessidade de modelos computacionais do processo de FSW que possibilite a previsão de temperaturas, os quais possam contornar as limitações físicas da ferramenta na junta soldada, a fim de fornecer uma compreensão dos fenômenos térmicos das juntas soldadas do X80 fabricadas por este processo. A microestrutura adequada, que permite alto desempenho estrutural, depende dos ciclos térmicos de soldagem, qualquer que seja o processo, mas especialmente da Soldagem por Atrito com Pino Não Consumível que combina alto grau de deformação e temperatura elevada. Devido a este fato, este trabalho se concentra na utilização de modelos computacionais proposto para visualizar a distribuição de temperatura e ciclos

térmicos, isto é, a repartição térmica, no lado de avanço das soldas de aço API 5L-X80 fabricadas por FSW. Modelos térmicos computacionais puros são algumas das abordagens acessíveis para prever ciclos térmicos em FSW. Eles fornecem uma percepção prática e direta da distribuição de calor ao longo da junta soldada (SCHMIDT e HATTEL, 2005). Neste trabalho, o lado de avanço foi escolhido por ser de grande preocupação em relação à integridade do cordão, onde uma zona de alta dureza tende a surgir devido a elevadas temperaturas associadas a altas taxas de deformação, podendo comprometer a integridade estrutural de componentes e equipamentos (NELSON e ROSE, 2016).

## **1.1 Objetivo**

O objetivo deste trabalho é propor modelos computacionais aplicáveis ao processo de Friction Stir Welding (FSW) em chapas do aço API 5L-X80 de forma a contribuir para o melhor entendimento da repartição térmica durante o processo de soldagem por atrito com pino não consumível.

### **1.1.1 Objetivos específicos**

- Modelar o campo de temperatura nas chapas de teste em locais mais próximos a junta soldada, mais especificamente em regiões que esta aferição se torna inviável pela presença física do pino.
- Avaliar os valores de coeficientes convectivos mais adequados que correspondem aos valores experimentais.
- Determinar e analisar as histórias térmicas das juntas soldadas e comparar com os valores experimentais.
- Comparar a morfologia das curvas de ciclo térmico de regiões do material em contato com o pino com os dados experimentais provenientes de regiões similares.
- Comparar o modelo puramente térmico com o modelo CFD construído para estudo do campo de velocidades do material na junta soldada.

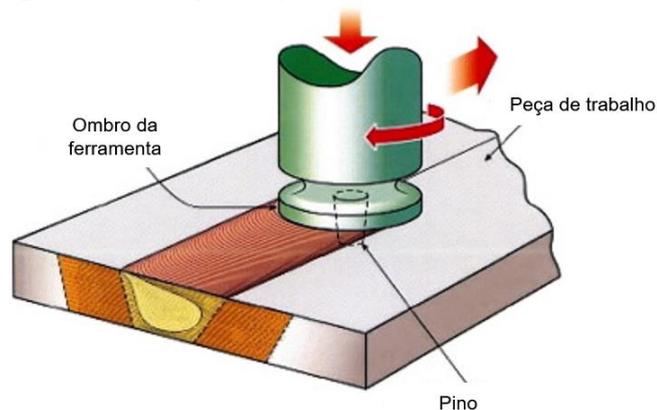
## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este tópico visa introduzir temas e conceitos fundamentais à compreensão do estudo sobre a Soldagem por Atrito com Pino Não Consumível e simulação computacional deste processo de fabricação.

### 2.1 Friction Stir Welding (FSW) ou Soldagem por Atrito com Pino Não-Consumível (SAPNC)

*Friction Stir Welding (FSW)*, ou Soldagem por Atrito com Pino não-Consumível (SAPNC), é uma das variantes dos processos de soldagem por atrito, os quais se desenvolvem a partir da aplicação de uma força e movimento relativo entre os materiais a serem soldados, gerando calor e deformação levando a formação de uma junta consolidada. Esse processo, patenteado pelo *The Welding Institute (TWI)* (THOMAS *et al*, 1991), utiliza uma ferramenta rotativa de nitreto cúbico de boro policristalino (PCBN) que é pressionada contra o material a ser soldado, originando a junta soldada. A principal função da ferramenta, a qual consiste em uma parte de maior diâmetro (ombro) e menor diâmetro (pino), é gerar o calor e deformação na junta soldada e promover a coalescência de material (DIALAMI, CERVERA e CHIUMENTI, 2019). A Figura 1 ilustra os principais componentes deste processo de soldagem. As propriedades mecânicas e físico-químicas da junta soldada irão depender de alguns fatores particulares ao processo, tais como velocidade de soldagem (velocidade de avanço) e velocidade rotacional, e ainda outros fatores geométricos como a geometria da ferramenta e seu ângulo de inclinação em relação à superfície do material (MEHTA e BADHEKA, 2016).

Figura 1 - Ilustração do processo de Friction Stir Welding



Fonte: Adaptado de Toumpis *et al* (2014)

Ao final da soldagem, verifica-se na seção transversal da junta soldada uma morfologia macroscópica característica deste processo, como exemplificado na Figura 2. Uma porção da zona central onde ocorre efetivamente a coalescência a matéria e sua consequente “mistura” é chamada de Zona Misturada (ZM). A região adjacente à zona misturada é chamada de Zona Termomecanicamente Afetada (ZTMA), região onde ocorrem alterações microestruturais provenientes do calor e da taxa de deformação gerados na junta soldada. A próxima região tem suas alterações microestruturais provenientes exclusivamente do calor gerado durante o processamento por FSW, sendo denominada Zona Termicamente Afetada (ZTA). Por último, encontra-se o material que não foi alterado pelo processamento, o Metal Base (MB).

Figura 2 - Ilustração das zonas macroscópicas identificáveis na soldagem por atrito. a) Metal base, b) ZTA, c) ZTMA, d) ZM



Fonte: Adaptado de Frigaard, Grong & Midling (2001)

FSW foi primeiramente empregada em materiais leves e dúcteis, e com dificuldades de serem soldados por processos convencionais a arco. Dentre estes se destacam as ligas de metais não-ferrosos como algumas ligas de alumínio, ligas de cobre e ligas de magnésio. Com o sucesso de emprego deste processo nestes materiais, nos últimos 20 anos, pesquisadores e profissionais da área vem viabilizando a sua utilização em ligas ferrosas e de alto ponto de fusão, tais como ligas de titânio, de níquel e ferro (CHOI *et al*, 2011; MEHDI; MISHRA, 2019; MIYAZAWA *et al*, 2012).

Vantagens no emprego do processo FSW para a soldagem destes materiais são (MISHRA e MA, 2005):

- Maior controle de aporte térmico durante o processo, originando menos distorções e possibilitando uma menor Zona Termicamente Afetada (ZTA) relativa aos processos ao arco;

- Excelente repetibilidade e estabilidade dimensional, diminuindo as operações de usinagem após a soldagem e possibilitando o seu emprego em linhas de produção automatizadas;
- Sem perdas ou empobrecimento de elementos de liga e excelentes propriedades mecânicas na junta soldada, característica pela soldagem acontecer ainda durante o estado sólido do material, fornecendo uma região de grãos finos (para ligas não transformáveis);
- Embora o equipamento e ferramentas necessários para a realização do FSW sejam considerados caros, há uma diminuição de custos diretos relativos à soldagem, devido a não utilização de grandes quantidades de consumíveis tais como arames, eletrodos, pós de fluxo, gases e equipamentos de proteção individual e coletiva (BHADESHIA e DEBROY, 2009);
- Menor impacto ambiental associado aos custos de produção com a diminuição de materiais consumíveis e possibilidade de união sem material de adição;
- Eliminação de trincas por hidrogênio, uma vez que não há formação de material líquido durante a soldagem diminuindo a difusão de hidrogênio, em meio sólido, para dentro da junta soldada. Adicionalmente, acredita-se que o aumento da densidade de contornos de grão que ocorre durante a soldagem favorece a obtenção de baixa concentração de gases difundidos para o interior da junta, além de reduzir concentradores de tensões e segregação de impurezas (LIU *et al*, 2018).

Além disso, o FSW tem o potencial de unir ligas ferrosas com baixo índice de soldabilidade com elevado teor de carbono, ou ainda com elevado carbono equivalente.

Entretanto, tal processo em ligas de alta temperatura não ocorre sem que sejam sanados alguns obstáculos. Nesses materiais, observa-se que pode haver o surgimento de estruturas grosseiras na Zona Misturada, particularmente quando temperaturas nessa localidade são elevadas (OZEKCIN *et al*, 2004), comprometendo a resistência mecânica e/ou resistência a corrosão do material. Adicionalmente, o alinhamento e fixação das peças a serem soldadas juntamente com o emprego do apoio (*backing*) pode dificultar a operacionalidade do processo. A parametrização do

processo pode ser bastante dificultosa devido à automação e a não-portabilidade do equipamento. Além disso, o desgaste na ferramenta de trabalho é bastante elevado, principalmente quando se solda ligas de elevado teor de carbono, necessitando de paradas programadas para a substituição desta.

A ausência de materiais que pudessem resistir a temperaturas elevadas, muitas vezes superiores aos 1000°C, foi por muito tempo um fator que inibiu o progresso da aplicação do FSW em ligas de elevada temperatura de fusão (ÇAM, 2011). Para isso, o desenvolvimento de materiais e o projeto de ferramentas de soldagem foram de fundamental importância para que se pudessem obter juntas consolidadas e isentas de defeitos. Muitas ferramentas foram desenvolvidas a partir de ligas de metais refratários como W e Re, outras utilizam a cerâmica Nitreto Cúbico de Boro Policristalino (PCBN), e ainda há a possibilidade de se empregarem metal-duro a base de WC (exemplo: WC-Co ou WC-Cr). Na Figura 3 é possível visualizar três perfis de diferentes tipos de ferramentas para a soldagem. Mais recentemente, ferramentas à base de Ir-Re vem sendo estudadas e viabilizadas, com grandes chances de serem implementadas, pois exibem elevadas propriedades mecânicas em altas temperaturas com uma excelente resistência à oxidação. O alto desempenho dessas ligas de Ir-Re ainda pode ser reforçado pela adição de 1% de Zr. (MIYAZAWA *et al*, 2012).

Figura 3 - Perfil de diferentes ferramentas utilizados no FSW. a) W-Re b) WC-Co e c) PCBN. Nota-se também os diferentes designs de ombro e pino de cada ferramenta.



Fonte: Adaptado de Liu *et al* (2018)

Nos estudos de Klimenko *et al* (1992) e Klimenko *et al* (1995) os mecanismos de desgaste do PCBN foram estudados durante a usinagem de aços endurecíveis. Tais trabalhos encontraram a formação de uma estrutura por camadas na face de trabalho, com composição química distinta do material da ferramenta, formada devido às interações químicas entre a ferramenta, o corpo de prova e a atmosfera. Observou-se também que a estrutura em camadas era frequentemente encontrada em estado líquido, possivelmente devido às temperaturas de fusão menores dos compostos

químicos formados. Além disso, os trabalhos encontraram fortes sugestões que apontam para a renovação contínua desta estrutura em camada, com formação de compostos de carbeto, boreto, nitreto e óxidos de ferro, cromo, níquel e titânio, provenientes de ambos corpos-de-prova e ferramenta. Estes resultados apontam que o principal mecanismo de desgaste do PCBN se dá por meio químico. Logo, observa-se que há um potencial de demanda para o estudo das interações entre a ferramenta de FSW e o material a ser processado.

Deste modo, fica perceptível a importância do caráter industrial que o FSW possui e as possibilidades de emprego deste processo em uma linha de produção industrial. O presente trabalho concentra-se na soldagem por atrito do aço API 5L-X80 e sua conseqüente modelagem computacional.

## **2.2 Aços Alta Resistência - Baixa Liga (ARBL)**

Ao final da década de 80, a indústria siderúrgica já conseguia produzir aços microligados com limites de escoamento de, aproximadamente, 500 MPa somente utilizando elementos de ligas e tratamentos termomecânicos adequados. Tal avanço, possibilitou o desenvolvimento de aços mais resistentes para serem empregados em componentes mecânicos de alta demanda/responsabilidade estrutural.

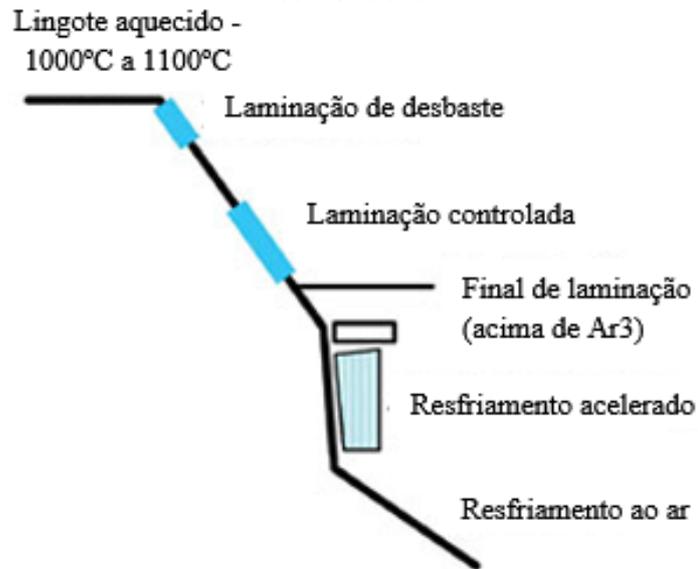
Nos últimos 10 anos, os aços Alta Resistência - Baixa Liga (ARBL), do inglês *High Strength - Low Alloy* (HSLA), vêm sendo utilizados como uma classe de materiais importante e de elevada relevância científica. Estes aços surgiram na tentativa de substituir os aços de baixo carbono, em aplicações que se necessitassem de uma elevada relação resistência/peso e uma maior resistência ao intemperismo (VILLALOBOS *et al.*, 2018). Tais materiais não são necessariamente considerados como ligas de aço à parte, pois são projetados para atender a propriedades mecânicas específicas ao invés de uma composição química pré-definida (os aços ARBL frequentemente tem tensões de escoamento superiores a 275 MPa ou 40 ksi). A composição química de um aço ARBL específico pode variar para diferentes espessuras do produto, visando atender aos requisitos de propriedades mecânicas. Estes materiais têm baixo teor de carbono (0,05 a 0,25% C) para produzir adequada conformabilidade e soldabilidade, e podem ter teor de manganês de até 2,0%. Pequenas quantidades de cromo, níquel, molibdênio, cobre, nitrogênio, vanádio, nióbio, titânio, zircônio e alumínio são também usadas em várias combinações de

composições. (COCHRANE, 2012; GARCIA, 2017). Fazem parte desta classificação os seguintes aços:

- Aços resistente ao intemperismo - que contêm pequenas quantidades de elementos de liga como cobre e fósforo para melhorar a resistência à corrosão atmosférica e promover o endurecimento/aumento de resistência via solução sólida;
- Aços microligados ferrítico-perlíticos - contêm pequenas adições de carbonetos duros ou há a formação de carbonitretos (geralmente, menos de 0,10%) devido a elementos como nióbio, vanádio e/ou titânio, promovendo a precipitação de intermetálicos, refino de grãos e possivelmente um maior controle de transformações por temperatura;
- Aços laminados perlíticos - podem incluir os aços carbono-mangânês, mas que também podem ter pequenas adições de outros elementos de liga visando aumentar a resistência mecânica, conformabilidade e soldabilidade;
- Aços ferríticos aciculares (bainíticos de baixo carbono) - possuem baixo quantidade de carbono (menos que 0.05% C). São aços com uma excelente combinação de alto rendimento, (tão alta quanto 690 MPa, ou 100 ksi) soldabilidade, conformabilidade, e boa tenacidade;
- Aços bifásicos ou Dual-Phase - possuem uma microestrutura de martensita dura dispersa em uma matriz dúctil ferrítica, ou ainda microestrutura bainítica tenaz dispersa na mesma matriz ferrítica, visando fornecer uma boa combinação de ductilidade e alta resistência à tração.

Estes aços são produzidos comumente através de um processo de fabricação termomecânico controlado (PTMC), ou ainda do inglês *Thermomechanical Controlled Processing* (TMCP). Este processo de manufatura envolve submeter o aço a ciclos repetidos de laminação à elevadas temperaturas e posterior resfriamento rápido, fazendo com que se obtenha uma microestrutura refinada e uniforme, como ilustra a Figura 4.

Figura 4 - Esquema de processamentos termomecânicos de fabricação do aço X80 - PTMC convencional

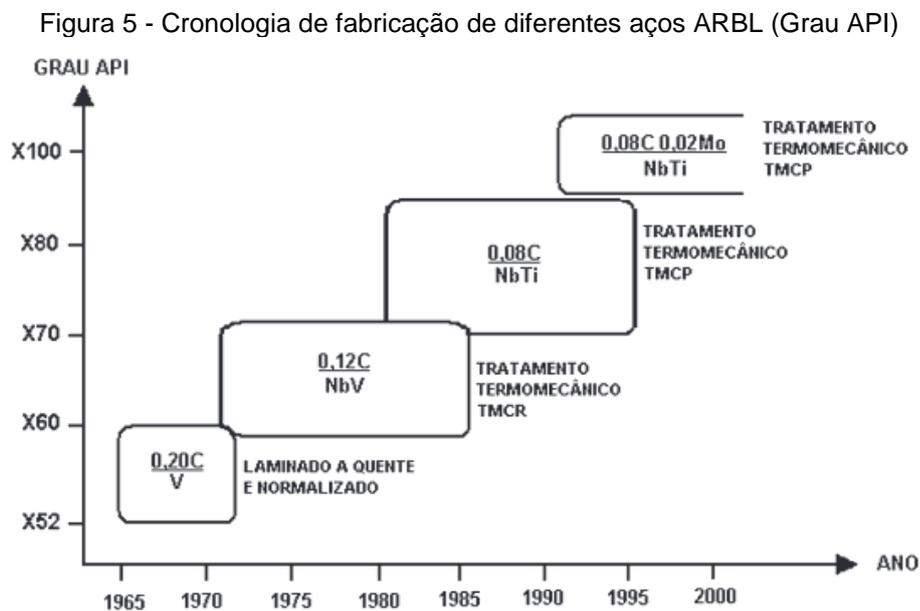


Fonte: Adaptado de Chen *et al.*(2014)

Estes aços são comumente utilizados na composição de componentes automotivos, linhas de transporte de gás e óleo, extração *off-shore* de compostos petroquímicos, fabricação de componentes navais e submarinos, e vasos de pressão. Para as linhas de transporte de gás e produtos derivados do petróleo, as vantagens na utilização de aços ARBL são: a possibilidade de se obter uma maior resistência mecânica quando comparado a aços carbono e/ou inox, podendo-se diminuir a espessura de parede de tubos (utilizando uma mesma pressão interna), promovendo uma redução de peso característico e custos associados à fabricação à montagem e ao transporte (BAI, 2001; BAI e BAI, 2007). Alternativamente, tenta-se manter a espessura da parede do tubo e aumentar a pressão interna (até o limite máximo de 72% do limite de escoamento do tubo), possibilitando um maior volume de material (líquido, gás ou mistura) transportado (SICILIANO, 2008; SOEIRO JUNIOR, ROCHA e BRANDI, 2013).

Para as indústrias petroquímica e naval, o fornecimento de tubos de materiais provém com certas especificações e nomenclaturas associadas ao produto. Certas especificações sobre composição química, propriedades mecânicas e outras etapas de fabricação como soldagem, corte, fabricação, bem como requisitos de resistência à tração e tenacidade à fratura de oleoduto e de gasodutos são especificados pelo American Petroleum Institute (API), International Organization for Standards (ISO) e outras agências de regulamentação. Os padrões API são geralmente tomados como

referência por muitas instituições nacionais e internacionais para definir seus próprios procedimentos de fabricação e especificações para esses materiais. Conforme especificado pela API, os materiais destinados às tubulações são fabricados ou fornecido com dois níveis de especificação de produto conhecidos como PSL 1 e PSL 2 (SHARMA e MAHESHWARI, 2017). De acordo com as especificações API 5L, os tubos PSL 1 são fornecidos em Classes A25, A25P, A, B, X42, X46, X52, X56, X60, X65 e X70 enquanto que os tubos PSL 2 são fornecidos nas classes B, X42, X46, X52, X56, X60, X65, X70, X80, X90, X100 e X120.



Fonte: Adaptado de Siciliano, (2008) e Soeiro Júnior, Rocha & Brandi, (2013)

Um destes materiais é o API 5L-X80, também conhecido como ISO 3183 X80M, os quais são ligados ao nióbio e estabilizados ao titânio, como é mostrado na Figura 5. Este último é adicionado visando aumentar a tenacidade e diminuir (ou eliminar) o efeito deletério do nitrogênio. A elevada resistência mecânica se dá por conta da adição de cromo e, em alguns casos, vanádio. O primeiro atua na formação e estabilização da bainita, o segundo contribui para o aumento de tenacidade. Adicionalmente, o nióbio atua como agente de refino de grão e eleva a temperatura de recristalização, possibilitando uma laminação a temperaturas mais elevadas. Esta última etapa é conhecida como Processamento a Altas Temperaturas, High Temperature Processing (HTP), e exige menores esforços mecânicos pra se laminar o material (SICILIANO, 2008).

O aço X80 nacional, utilizado nesse trabalho, é composto microestruturalmente de: majoritariamente bainita (ferrita bainítica), ferrita primária (poligonal) e uma pequena parcela do microconstituente MA (martensita-austenita) (BOTT *et al*, 2005; ROZA, 2006). Também há a presença de perlita, que pode estar deformada devido ao processo de laminação conforme, assim denominado por alguns autores por perlita degenerada ( SHANMUGAM *et al*, 2006; ZAJAC; SCHWINN; TACKE, 2005).

### 2.3 FSW de aços ARBL

Para a soldagem a arco destes aços é bastante frequente relatos e estudos envolvendo a susceptibilidade da ZTA à fragilização por hidrogênio (ALBUQUERQUE *et al* , 2012; DAVIS; KING, 1994; EROĞLU; AKSOY, 2000). Além disso, a soldagem por fusão é comumente associada a proporcionar uma maior distribuição de elevadas tensões residuais ao longo da junta soldada e à presença de fases frágeis (martensita) devido ao crescimento demasiado dos grãos austeníticos durante a soldagem, as quais, combinadas com hidrogênio difundido, aceleram o processo de trinca a frio. Adicionalmente, uma considerável redução de tenacidade na ZTA leva às rejeições de projeto e ao desacordo com critérios normativos de tenacidade por CTOD (Crack Tip Opening Displacement) segundo a norma DNV-OS-F101 (DET NORSE VERITAS AS, 2013).

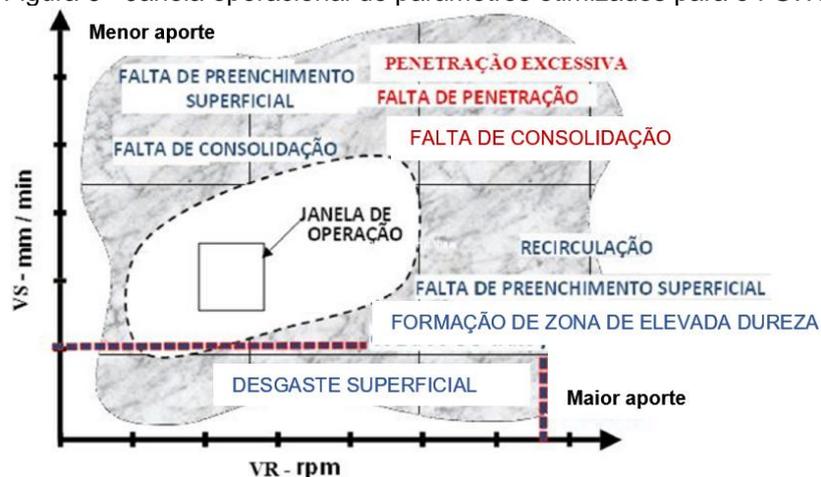
Por muitas vezes, deseja-se, por exemplo, a obtenção de bainita e/ou perlita fina na ZTA da junta, a qual contribuiria para que houvesse uma maior resistência à tração sem comprometer a tenacidade. Contrariamente, a presença de grãos de martensita não-revenida comprometeria a tenacidade da junta, promovendo sítios de nucleação e propagação de trincas (SAMPATH, 2006).

Devido a esse fato, necessita-se que haja um controle preciso de parâmetros de soldagem que forneçam microestruturas capazes de contribuir sinergicamente para a tenacidade e a resistência mecânica da junta soldada. Investigações prévias demonstraram que FSW é um processo bastante promissor para soldagem de aços ARBL (SANTOS *et al*, 2010, 2016; AYDIN e NELSON, 2013; ABBASI, NELSON e SORENSEN, 2013; HERMENEGILDO *et al*, 2017). O controle de aporte térmico associado a esse processo é adequado à necessidade de se ter uma microestrutura minuciosa para determinada aplicação. Propriedades mecânicas da junta de aços ARBL processada via FSW são frequentemente maiores do que as mesmas soldadas por processos via arco. Além disso, as tensões residuais encontradas são bem

menores em juntas processadas por FSW. A moderação destes valores de tensões residuais pode se dar a partir da microestrutura e taxas de resfriamento a partir de parâmetros de soldagem bem ajustados (SOWARDS *et al*, 2015; STEUWER *et al*, 2012).

Em se tratando do FSW de X80, Santos *et al* (2010) e Hermenegildo *et al* (2017) concluíram que a obtenção de juntas consolidadas a partir de chapas de X80 e que atendam aos critérios da norma ISO 3183 é perfeitamente possível, desde que sejam otimizados os parâmetros de processo (velocidade de soldagem, velocidade rotacional e força axial, as quais dependem da espessura da chapa). No livro de Mishra & Mahoney (2007), os autores destacaram uma janela de processo, para qual foi definida em função da otimização de parâmetros, ilustrada na Figura 6, as quais levaram à obtenção de uma junta livre dos principais defeitos relacionados a utilização de FSW nesses aços. Adicionalmente, os autores também concluíram que os parâmetros de soldagem mais apropriados são aqueles que utilizam uma menor força axial ao longo da junta. Isso faz com que se tenha um maior controle da taxa de geração de calor, a fim de se evitar uma maior geração de defeitos e uma eventual fratura da ferramenta, a qual pode gerar uma junta contaminada com elementos químicos que compõem a ferramenta e prejudicam a integridade estrutural da solda.

Figura 6 - Janela operacional de parâmetros otimizados para o FSW.

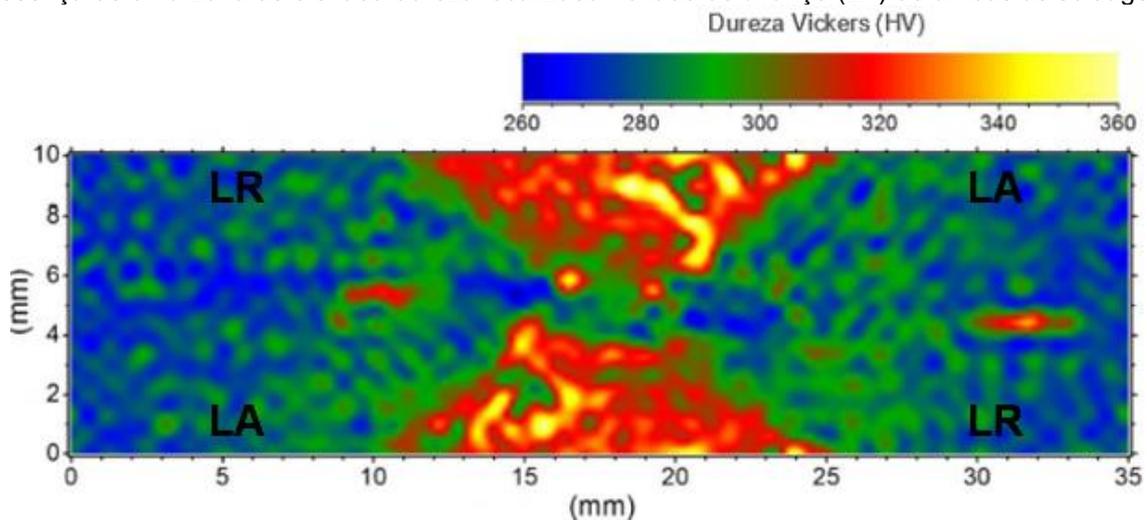


Fonte: Adaptado de Mishra & Mahoney, (2007) e Hermenegildo *et al* (2017)

De maneira complementar, relatos de baixos valores de CTOD para juntas de aços ARBL (OZEKCIN *et al*, 2004), e até aços carbono (LIENERT *et al*, 2003), foram encontrados e relacionados com as microestruturas obtidas em uma região do cordão que frequentemente se destaca por possuir elevada dureza. Essa porção dura, ou

ainda Zona Dura (ZD), do inglês *hard zone* (HZ) (NELSON; ANDERSON; SEGRERA, 2007; OZEKIN *et al*, 2004), pode surgir a partir da combinação entre vários parâmetros de soldagem, mas sua origem pode estar mais relacionada a elevados valores de temperaturas, baixas taxas de resfriamento do cordão associados a maior taxa de deformação em elevadas temperaturas. Assim como é apresentado na Figura 7, esta zona ainda pode ser comumente localizada no lado de avanço da junta soldada, região que está sujeita às condições térmicas supracitadas, e até crescer de modo a abranger regiões comuns à ZM e à ZTA. Trabalho realizado por Santos *et al* (2010) reportaram que a condições de maior aporte térmico (maiores temperaturas na região do cordão de solda) apresentaram valores de CTOD abaixo da norma DNV-OS-F101 para a ZM da junta de aço X80, visando aplicações offshore.

Figura 7 - Distribuição de dureza Vickers no perfil transversal da junta soldada - evidência da presença de uma zona de elevada dureza localizada no lado de avanço (LA) de ambas as soldagens.



Fonte: Adaptado de Hermenegildo *et al* (2018)

Observa-se então que o emprego do processamento FSW ainda demanda uma parametrização adequada para que a junta obtida possa ser qualificada como aceitável dentro de critérios normativos específicos da norma API (AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 2012). Uma das alternativas e complementações ao grande número de ensaios experimentais destinados às parametrizações da soldagem é a modelagem computacional do FSW. Por meio de simulações, esses modelos podem fornecer informações e detalhes complementares e norteadores. Estes métodos utilizam-se de resolução de equações diferenciais para encontrar os valores de interesse em um modelo criado especificamente para o experimento.

## 2.4 Modelagem computacional do processo FSW

Os fenômenos térmicos, químicos e mecânicos que compõem a união de materiais por FSW envolvem interações de natureza complexa entre o metal de base e a ferramenta de soldagem. Recristalização dinâmica, taxas de resfriamento e aquecimento, fluxo de material, taxa de deformação são algumas das respostas que dependem de parâmetros tais como velocidade, torque, pressão axial e força axial (MISHRA e MAHONEY, 2007).

Medições da temperatura próximos à ferramenta de FSW em rotação se tornam difíceis devido a dois fatores principais: ao movimento de material do corpo de prova próximo ao local onde está situado o termopar e aos altos gradientes de temperaturas e taxas de deformação que estão presentes durante a soldagem, fazendo com que a alocação do termopar em qualquer posição inadequada possa levar a um grande erro de aquisição (NANDAN, LIENERT e DEBROY, 2008).

Diante da vasta abrangência de áreas científicas dos fatores citados acima, pesquisadores utilizam-se de modelos computacionais através do Método de Elementos Finitos (MEF) para compreender de maneira adequada as interações e os fenômenos termodinâmicos inatos ao processo. Basicamente, o MEF é um método de discretização bastante aplicado na mecânica do contínuo, no qual um modelo complexo é subdividido em componentes de pequenas geometrias, portando as mesmas propriedades do modelo. A resposta final do modelo é dada a partir da soma das repostas dos elementos. O MEF oferece a possibilidade de poder lidar com a complexidade das equações da mecânica do contínuo e solucionar as equações diferenciais necessárias para a solução do modelagem proposta (HE, GU e BALL, 2014). Simulações numéricas podem fornecer informações específicas a partir de diferentes pontos de vista, tanto térmico quanto mecânico, dentre outros.

Deste modo, a utilização de modelos numéricos para quantificação do campo de temperaturas é útil, podendo ser utilizados modelos mais simples (bidimensionais, considerando uma fonte de calor pontual ou linear) ou modelos mais complexos (tridimensionais e fonte de calor espacial ou volumétrica).

Modelos computacionais para FSW podem ser utilizados para previsão de temperaturas, tensões residuais, microestruturas do material, velocidade e escoamento de material soldado, e ainda desgaste da ferramenta de soldagem. Acima

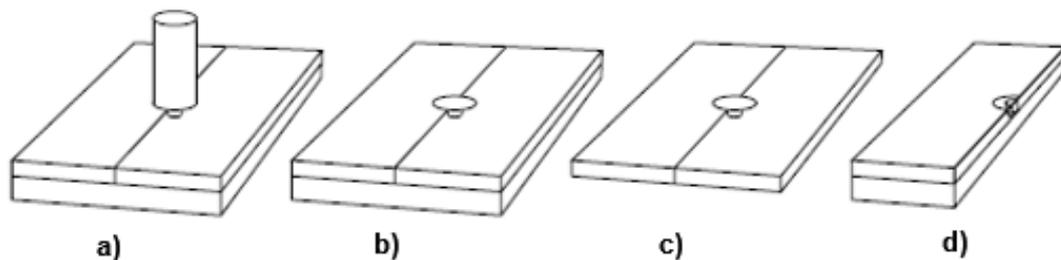
de tudo, deseja-se que o modelo numérico consiga inferir e/ou prever respostas, as quais podem ser relacionadas com resultados de medições experimentais.

Na modelagem computacional do processo de FSW, as três abordagens mais comuns que podem ser utilizadas são (MEYGHANI *et al*, 2017):

- Modelo de Mecânica dos sólidos (MMS), com referencial Lagrangiano;
- Modelo de Fluidos Computacional (CFD), com referencial Euleriano;
- Modelo puramente térmico (MPT), com referencial Euleriano.

A Figura 8 apresenta cada uma destas abordagens, as quais possuem características distintas e são utilizadas para encontrar respostas únicas e relevantes ao processamento do material.

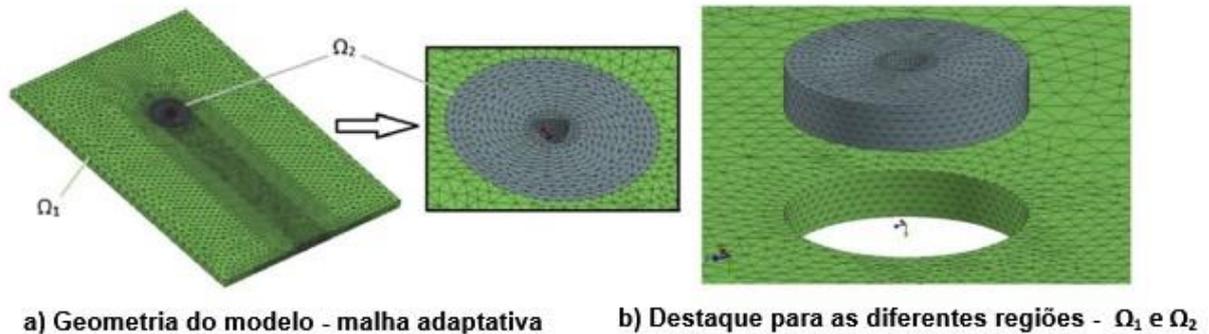
Figura 8 - Diferentes geometrias para a simulação numérica do FSW - a) ferramenta, corpo de prova e *backing plate*; b) topo da ferramenta (ombro e pino), corpo de prova e *backing plate*; c) topo da ferramenta (ombro e pino) e corpo de prova; e d) condição de simetria longitudinal.



Fonte: Adaptado de Schmidt & Hattel (2008)

Na utilização do MMS, a abordagem se dá considerando que o material permanece em estado sólido. Modelos que utilizem essa abordagem utilizam malhas que se refinam ao longo da simulação em estado transiente. Trabalhos como os de Assadi *et al* (2011), Buffa & Fratini (2009) e Feuvarch *et al* (2013) mostram a capacidade de tais modelos em se prever tensões residuais, temperaturas e taxas de deformações no material. Entretanto, tais modelos frequentemente demandam elevado processamento computacional e, conseqüentemente, requerem maior tempo para solução. Além disso, alguns modelos ainda necessitam de softwares de programação adicionais para computar, calcular e solucionar as equações que serão implementadas na simulação. Uma representação deste modelo é apresentada na Figura 9.

Figura 9 - Exemplo de malha adaptativa no modelo de mecânica dos sólidos. Destaque para os dois domínios considerados -  $\Omega_1$  (corpo de prova) e  $\Omega_2$  (ferramenta).



Fonte: Adaptado de Feuvarch *et al* (2013)

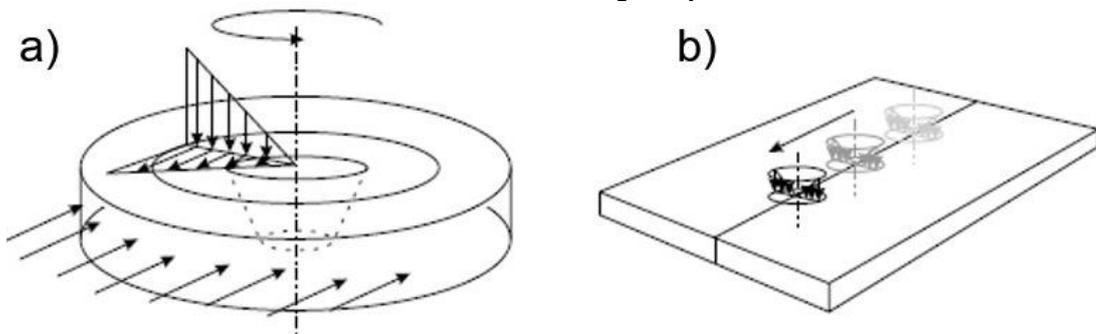
Para a metodologia CFD, o sólido a ser soldado é tratado como um fluido de alta viscosidade, possuindo propriedades de viscosidade não-newtoniana. Tais abordagens conseguem prever a distribuição de velocidades e assimetria de fluxo do material em torno da ferramenta. Além disso, aborda-se a geração de calor pela dissipação plástica na camada cisalhada e interações friccionais entre a ferramenta e o corpo de prova. Entretanto, tais tipos de abordagens podem ser computacionalmente e experimentalmente mais extenuantes. Os trabalhos de Colegrove *et al* (2000) e Colegrove & Shercliff (2005) oferecem resultados relevantes para o estudo de fluxo de material durante a soldagem.

Alguns dos trabalhos pioneiros na simulação do FSW utilizando a abordagem CFD para ligas de altas temperaturas foram os de Nandan, Roy & Debroy (2006) e de Nandan *et al* (2008). No primeiro trabalho, os autores encontraram valores de viscosidade dinâmicas limítrofes para os quais não há fluxo de material durante a soldagem, para uma liga de alumínio - AA 6061 (5 MPa.s) e para aço médio-carbono (9,9 MPa.s). No segundo trabalho, utilizaram a aproximação CFD para modelar o campo de temperaturas e o escoamento material para uma liga de titânio processada por FSW.

No MPT, o qual analisa transferência de calor, sem escoamento de material, deseja-se encontrar valores de temperaturas em diferentes regiões do material, considerando o processo estacionário. Alguns trabalhos, mais especificamente os trabalhos de Schmidt *et al* (2004), Schmidt & Hattel (2005) e Schmidt & Hattel (2008), tiveram grande impacto e proporcionaram uma maior compreensão sobre o MPT, versando sobre a modelagem analítica da geração de calor e apontaram considerações sobre a fonte de calor no MPT. De uma maneira concisa, estes

trabalhos destacaram a importância de considerar a geometria da ferramenta e ponderar sobre a condição de contato entre a ferramenta e a peça a ser soldada, levando a 3 possibilidades: condição de deslizamento total (*sliding condition*), condição de adesão total (*sticking condition*) e condição parcial (*partial sticking/sliding*). Faz-se essencial a compreensão das variáveis que determinam cada condição. Estas, por sua vez, estão ligadas às tensões de processamento que incidem sobre o material.

Figura 10 - Referenciais adotados nos modelos computacionais - a) Euleriano: fonte de calor radialmente distribuída e tratamento estacionário; b) Lagrangiano - fonte de calor transiente, se movimentando ao longo da junta.



Fonte: Adaptado de Schmidt & Hattel (2008)

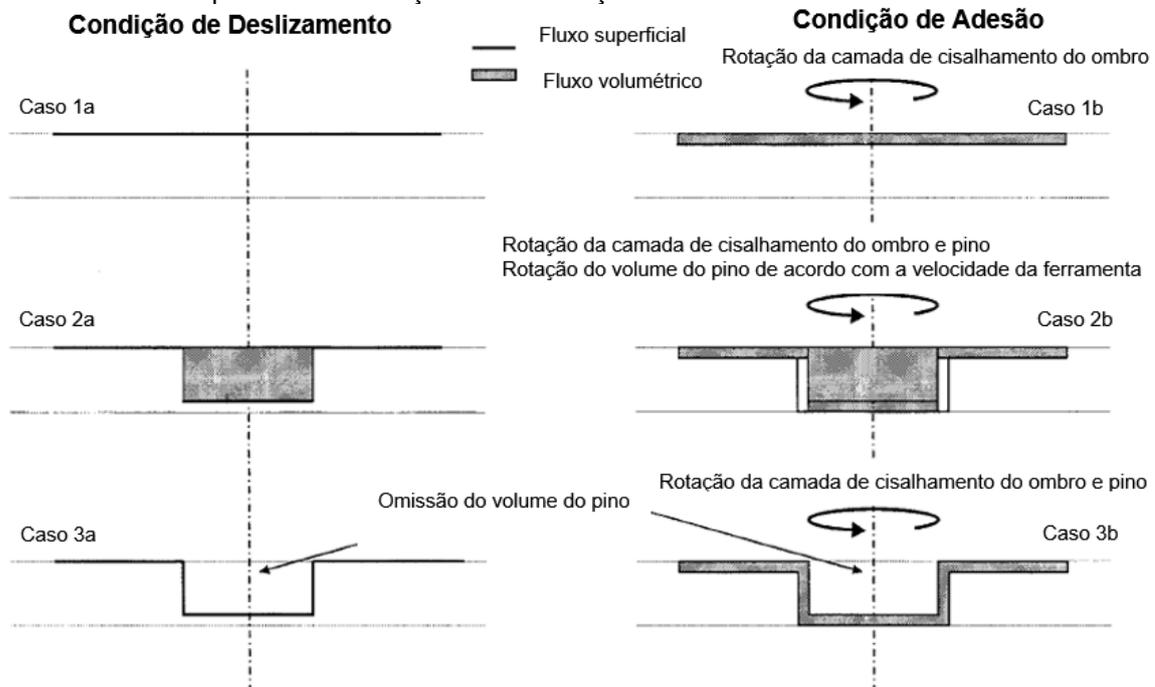
Uma das vantagens da utilização do referencial Euleriano é sua versatilidade, a qual permite obter resultados significativos devido às suas condições de contorno, tais como simetria ao longo da junta soldada e fonte estacionária. Além disso, tal abordagem é considerada a indicada para ligas com elevado ponto de fusão devido a uma maior contribuição coulombiana da força de atrito, que permeia a condição de deslizamento (*sliding condition*) (NANDAN, ROY e DEBROY, 2006). Outra vantagem é a utilização de uma malha refinada ao redor da região de inserção da ferramenta, sendo muitas vezes considerado como sendo um modelo “local”. Contrariamente, na adoção do referencial Lagrangiano, o modelo utiliza uma malha menos detalhada devido à necessidade de se abranger toda a geometria desenhada (ferramenta + peça de trabalho). Tal referencial, é mais indicado na aquisição de valores globais de respostas, tais como a temperatura média que a peça de trabalho atinge. Modelos desenvolvidos utilizando esse referencial são muitas vezes nomeados de “globais” (SCHMIDT e HATTEL, 2008).

No MPT, pode-se ainda utilizar de abordagem pseudo-termomecânica, na qual as simulações levam em considerações as relações de tensão de escoamento com a temperatura. Mais especificamente, a tensão de escoamento no cisalhamento do

material é tida como dependente da temperatura que corpo de prova atinge, refletindo um caráter parcial de dissipação viscosa do material. Isto acontece devido à influência do coeficiente de acoplamento ( $\delta$ ).

Mais especificamente, o trabalho de Schmidt & Hattel (2004) versa sobre os principais tipos de modelos utilizados em simulações encontradas em literaturas anteriores. Basicamente, a modelagem da fonte de calor pode ser subdividida em 2 condições de contato existente entre a ferramenta e a peça a ser soldada, sendo ilustradas na Figura 11 como condições de “deslizamento” e de “adesão”.

Figura 11 - Diferentes abordagens de modelagem das fontes de calor no processo de FSW. Detalhe para a diferenciação entre condição de deslizamento e adesão.



Fonte: Adaptado de Shmidt & Hattel (2005)

A geração de calor na junta é dada a partir de um coeficiente de acoplamento ( $\delta$ ), a qual determina as condições de contato entre a ferramenta e o material. A Tabela 1 apresenta um resumo entre as múltiplas condições de acoplamento. A velocidade da matriz do material ( $V_{matriz}$ ) é a que este adquire ao ser rotacionado em conjunto com a ferramenta. A velocidade da ferramenta ( $V_{ferramenta}$ ) é aquela imposta pela ferramenta, sendo um produto entre a velocidade angular e o raio da ferramenta. A tensão no cisalhamento ao escoamento é determinada pela tensão de escoamento efetiva do material.

Tabela 1 - Principais condições de acoplamento entre a ferramenta e o corpo de prova, e suas consequentes coeficientes de acoplamento ( $\delta$ )

| Condição                    | Velocidade da matriz do material | Velocidade da ferramenta    | Tensão de cisalhamento no escoamento | Coefficiente de acoplamento |
|-----------------------------|----------------------------------|-----------------------------|--------------------------------------|-----------------------------|
| Adesão                      | $V_{matriz} = V_{ferramenta}$    | $V_{ferramenta} = \omega r$ | $\tau_{atrito} > \tau_e$             | $\delta = 1$                |
| Parcial deslizamento/adesão | $V_{matriz} < V_{ferramenta}$    | $V_{ferramenta} = \omega r$ | $\tau_{atrito} \geq \tau_e$          | $0 < \delta < 1$            |
| Deslizamento                | $V_{matriz} = 0$                 | $V_{ferramenta} = \omega r$ | $\tau_{atrito} < \tau_e$             | $\delta = 0$                |

Fonte: Adaptado de Schmidt, Hattel & Wert (2004)

A equação fundamental que determina a geração de calor na junta soldada é dada pelas relações entre os dados experimentais e valores de constantes físicas.

$$\frac{Q_{(r)}}{A} = \eta(\omega r - u_{weld} \sin \theta) [\delta \tau_e + (1 - \delta) \mu \tau_{atrito}] \quad (1)$$

Nesta equação,  $\frac{Q_{(r)}}{A}$  é o fluxo de calor ( $W.m^{-2}$ ) transmitido para o corpo de prova,  $\omega$  é a velocidade angular da ferramenta,  $\eta$  é o rendimento térmico do processo (estimado em 90% a 95%, em trabalhos de Simar *et al* (2006) e Prasanna, Rao & Rao (2010)),  $r$  é a distância radial (m) do eixo central da ferramenta até um ponto qualquer na superfície do corpo-de-prova,  $u_{weld}$  é a velocidade de soldagem,  $\theta$  é o ângulo entre a direção “x” contrária à translação da ferramenta e a direção “y”,  $\delta$  é o coeficiente de acoplamento (adimensional) que estabelece a relação entre deslizamento e adesão,  $\tau_e$  é a tensão de cisalhamento no escoamento do material ( $\sigma_e / \sqrt{3}$ ),  $\mu$  é o coeficiente de atrito entre a ferramenta e a peça a ser soldada, e  $\tau_{atrito}$  é a pressão de forjamento da ferramenta, sendo esta última:

$$\tau_{atrito} = \mu \frac{F_N}{A_S} \quad (2)$$

Onde,  $F_N$  é a força axial utilizada durante a soldagem,  $\mu$  é o coeficiente de atrito entre a ferramenta e o material, e  $A_S$  é a área superficial da ferramenta que está em contato efetivo com o corpo-de-prova. Quando as velocidades angulares são

extremamente elevadas, sendo o caso deste trabalho, os valores de  $u_{weld} \sin \theta$  podem ser ignorados (NANDAN *et al*, 2006).

No trabalho atual, o caso 2a da Figura 11 torna-se mais apropriado devido as seguintes características de condições de contorno do modelo: inclusão da contribuição de calor na ponta do pino para superfície do ombro; e com o fato da tensão de contato ( $\tau_{atrito}$ ) ser menor do que a tensão de cisalhamento no escoamento ( $\tau_e$ ), levando a uma condição de deslizamento (“*sliding condition*”).

Observa-se então a importância do atual trabalho em se estimar e avaliar os perfis de temperatura nas condições limítrofes das soldagens por atrito do X80.

Na Tabela 2 podem ser encontrados os principais trabalhos de modelagem, suas respectivas condições de contorno e considerações, e resultados.

Tabela 2 - Cronologia de utilização de simulações numéricas para estudo do processo FSW. Considerações na modelagem e principais resultados.

| Autores                                     | Modelagem  | Resultados principais   |
|---|--|---|
| Chao & Qi (1998); Russel & Shercliff (1999) | Adaptação das soluções analíticas de Rosenthal (1946) para o FSW. Comparação das soluções analíticas com a microestrutura do material soldado.   | Obtenção de diferentes modelos para fontes de calor: pontual, superficial e volumétrica. A junta soldada é o local onde ocorre recristalização, crescimento de grão e outros fenômenos atuantes. Não há evidências de que tenha ocorrido fusão durante o processamento do material. (80% de $T_F$ ).                              |
| Colegrove <i>et al.</i> (2000)              | Modelo numérico misto que inclui a influência do <i>backing plate</i> , a geração de calor pelo ombro e uma tentativa de simulação do fluxo de material ao redor da ferramenta. Utilização de um ombro plano e pino cilíndrico.        | Estabelece-se que há uma influência na geração de calor devido ao escoamento viscoso do material. Obtenção da porcentagem de calor mais frequentemente gerada pelo pino e ombro (17% e 83%, respectivamente). Obtenção de resultados consistentes que evidenciam que a maior parte do calor é concentrada no ombro da ferramenta. |
| Khandkar, Khan e Reynolds (2003)            | Utilização de valores experimentais de aportes térmicos como entrada na simulação. Simulação que se utiliza de diversos valores de coeficientes convectivos para verificar a influência destes na distribuição de calor durante o FSW. | Verifica-se que os valores de coeficientes convectivos podem variar entre 100 a 5000 $W(m^{-2}K^{-1})$ , dependendo do emprego do <i>backing plate</i> . Encontrou-se que um coeficiente convectivo de aproximadamente 500 $W(m^{-2}K^{-1})$ é mais adequado à superfície inferior, em contato com o <i>backing plate</i> .       |

|                                 |  |  |
|---------------------------------|--|--|
| Schmidt & Hattel (2004)         | Modelagem analítica do processo FSW. Verificação dos valores de contribuição para geração de calor no material. Influência da geometria do pino e do ombro.                              | Estabelece-se que há uma grandeza adimensional ( $\delta$ ) que rege as 3 condições principais de contato entre a ferramenta e o material. Deslizamento (geração de calor por atrito), colagem (geração de calor por cisalhamento da camada viscosa de material), e condição mista/intermediária entre as duas anteriores.   |
| Schmidt & Hattel (2005)         | Revisão e emprego de fontes de calor considerando as várias modelagens já feitas. Estudo comparativo de modelos Lagrangianos e Eulerianos, suas principais características e resultados. | Influência de considerações geométricas da ferramenta na modelagem. Possibilidade de se omitir a ferramenta em alguns modelos. Modelos Lagrangianos são geralmente utilizados para encontrar distribuição de tensão e utilizam uma malha adaptável. Modelos eulerianos são geralmente estacionários e mais frequentemente utilizados para estudar distribuição do campo de temperaturas. |
| Nandan (2008)                   | Definição das principais entradas e saídas térmicas da modelagem do FSW. Estudo da contribuição de dissipação viscosa para alguns materiais.   | Influência dos valores de coeficientes convectivos, coeficientes de atrito, rendimento térmico na viscosidade, velocidade e temperatura do material em lugares próximos à linha de solda.  |
| Matsushita <i>et al.</i> (2012) | Estudo do campo de temperaturas máximas em aços estruturais, em pontos mais próximos à linha de solda. Valores experimentais de temperaturas são utilizados                              | Por extrapolação linear, conclui-se que a temperatura máxima na linha central da ZM pode atingir algo em torno de 1350°C. Tal resultado é apoiado em trabalhos anteriores de Nandan (2008), que se baseou no   |

|                             |   |  |
|-----------------------------|---|--|
|                             | para alimentar um modelo numérico para estimar a temperatura máxima na ZM.  | equilíbrio térmico entre o material e a temperatura registrada pelo termopar na ferramenta durante a soldagem.   |
| Santos <i>et al.</i> (2014) | Estudo do campo de temperaturas em aço duplex S32205 durante a união por FSW. O modelo foi ajustado de acordo com dados de temperaturas provenientes de termopares que não foram deslocados durante a soldagem. Modelo omite a fonte de calor para diminuir o tempo de processamento. A simulação também considera que a geração de calor é dependente da tensão de escoamento cisalhante em função da temperatura (condição sticking). | Valores de temperatura obtidos via simulação coincidem com valores encontrados experimentalmente registrados por termopares, câmera infravermelha e pirômetro. Verifica-se que o lado anterior à ferramenta é onde se pode encontrar a maior temperatura superficial.  |
| Meyghani (2017)             | Comparação entre diferentes abordagens numéricas, tanto locais quanto globais, são comparadas. Avaliação de resultados obtidos por referenciais eulerianos e lagrangianos.  | Uma combinação das abordagens lagrangiana e euleriana chamada ALE (arbitrarily lagrangian-eulerian) foi identificado como uma abordagem apropriada para a estimativa de resultados de temperatura e deformação, para alguns materiais. Entretanto, algumas dificuldades foram encontradas relativas a adaptação de modelagem para materiais mais dúcteis e mais duros. |

### 2.4.1 Equações relacionadas a fonte de calor na soldagem FSW

Embora existam poucos relatos sobre a estimativa de energia imposta durante a realização do FSW, o aporte térmico foi calculada pela seguinte equação (KYFFIN, 2007):

$$AT = \left( \frac{\omega M}{1000 u_{soldagem}} \right) \eta \quad (3)$$

Em que  $\omega$  é a velocidade angular utilizada do processo,  $M$  é o torque resultante da ferramenta,  $\eta$  é o rendimento térmico do processo de FSW (0,90 a 0,95),  $u_{soldagem}$  é a velocidade de soldagem.

A Equação 4 define a transferência de calor na placa durante a soldagem:

$$\frac{\rho C_p \partial T}{\partial t} = Q_{IN} + Q_{VD} + \nabla(k \nabla T) - u_{weld} \rho C_p \nabla T \quad (4)$$

Onde  $\rho$  é a densidade do material,  $C_p$  é o calor específico à pressão constante,  $Q_{IN}$  é o calor superficial oriundo do ombro,  $Q_{VD}$  é a contribuição de calor relativo ao escoamento viscoso,  $u_{weld}$  é a velocidade de soldagem,  $k$  é a condutividade térmica do material.

### 2.4.2 Modelo puramente térmico (MPT)

A contribuição de calor do pino é considerada como uma fonte de calor volumétrica, como apresentado na Equação 5.

$$Q_{pino} = \left( \frac{f_{pino} M \omega}{V_{pino}} \right) \eta \quad (5)$$

Na Equação 5, a grandeza  $f_{pino}$  é o fator relacionado à porcentagem de geração de calor na junta pelo pino e é estimado entre 18 a 20 %, de acordo com Colegrove *et al* (2000),  $\omega$  é a velocidade de rotação da ferramenta (rpm), e  $M$  é o torque médio medido durante a soldagem (N.m).

A expressão de calor total na interface entre o ombro da ferramenta e o corpo de prova pode ser definida pela Equação 6.

$$Q_{ombro} = \omega r [(1 - \delta)\mu\tau_{atrito} + \delta\tau_{cisalhamento}] \eta \quad (6)$$

Nesta equação:  $r$  é a distância radial do eixo central da ferramenta ao ombro da ferramenta,  $\mu$  é o coeficiente de atrito,  $\tau$  é a pressão de forjamento relacionada à força normal aplicada e  $\delta$  é o coeficiente de acoplamento que equilibra o calor gerado pela deformação plástica ( $\tau_{cisalhamento}$ ) e por fricção ( $\tau_{atrito}$ ). Neste trabalho, o autor assume que a condição de contato ( $\tau_{atrito}$ ) é independente da temperatura, taxa de deformação e também está em equilíbrio com a distribuição de pressão, levando a um valor de  $\delta = 0$ . Esta suposição prévia leva a uma condição de deslizamento de acordo com a Equação 7.

$$Q_{IN} = \left[ (1 - f_{pino})\mu\tau_{atrito}\omega r + \left( \frac{f_{pino}M\omega}{V_{pino}} \right) \right] \eta \quad (7)$$

#### 2.4.3 Modelo de dinâmica de fluido computacional (CFD)

Na modelagem de dinâmica de fluidos computacionais, o corpo-de-prova é tratado como um fluido não-newtoniano de elevada viscosidade. Tal modelo leva em considerações as equações de continuidade de fluxo e material e a dissipação viscosa que ocorre durante o processamento. As equações a seguir definem as condições de contorno consideradas para o material em processamento. A conservação da massa para um fluido durante escoamento é dada pela Equação 8 (ZHANG *et al*, 2003).

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u) = 0 \quad (8)$$

Sendo  $\rho$  a densidade e  $u$  a velocidade de escoamento do material. Assumindo um escoamento de material incompressível, ou seja  $\frac{\partial \rho}{\partial t} = 0$ , teremos então a Equação 9.

$$\sum_{i=1}^3 \frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (9)$$

Em que o índice  $i$  varia de 1 a 3, representando as coordenadas  $x$ ,  $y$  e  $z$ , respectivamente.

A viscosidade dinâmica pode ainda ser estimada pela relação de Perzyna mostrada na Equação 10 (ZIENKIEWICZ e CORMEAU, 1974).

$$\mu_{VD} = \frac{\sigma_p}{3\dot{\epsilon}} \quad (10)$$

Na qual  $\sigma_p$  e  $\dot{\epsilon}$  são a tensão crítica efetiva e a taxa de deformação crítica efetiva, respectivamente. Por sua vez, estas podem ser expressas cada uma pelas Equações 11 e 12.

$$\dot{\epsilon} = A[\sinh(\alpha\sigma_p)]^n \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \quad (11)$$

$$\sigma_p = \frac{1}{\alpha} \sinh^{-1} \left[ \left( \frac{Z}{A} \right)^{\frac{1}{n}} \right] \quad (12)$$

Sendo  $A = 1,91 \cdot 10^{19} \text{ s}^{-1}$ ,  $\alpha = 11,8 \text{ KPa}^{-1}$ ,  $n = 5,1$  constantes do material e  $Q = 480 \text{ kJ/mol}$  a energia de ativação, as quais podem ser encontradas com base em dados experimentais de Nandan, Lienert e DebRoy (2008),  $T$  é a temperatura absoluta e  $R$  a constante universal dos gases. O parâmetro  $Z$  é a constante de Zenner-Hollomon, que é uma relação entre a taxa de deformação efetiva do material e a energia de ativação para que haja o movimento plástico do material definida pela Equação 13.

$$Z = \dot{\epsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \quad (13)$$

O termo de geração de calor por dissipação viscosa ( $W/m^3$ ) pode ser estimado de acordo com a Equação 14.

$$Q_{VD} = \beta \mu_{VD} \varphi \quad (14)$$

Em que  $\beta$  é uma constante associada à fração de energia gerada por dissipação viscosa (sendo 0,05 para aços e ligas de alta temperatura de processamento),  $\mu_{VD}$  é a viscosidade dinâmica não-newtoniana do material e  $\varphi$  é o termo associado à continuidade de escoamento do material ao longo da soldagem. Segundo resultados de Nandan, Roy, Lienert & DebRoy (2007), o valor de  $\beta$  para aços de baixo carbono é pouco menos que 5% do valor de energia presente durante o processamento. Para materiais como alumínio e cobre, este valor está situado entre 80 a 90% (NAKATA, 2005; SIMAR *et al.*, 2006)

Adicionalmente,  $\varphi$  é definido por Ayer *et al* (2005) e Carslaw & Jaeger (1959) como a quantificação do termo de calor dado a partir da movimentação de um fluido de elevada viscosidade. Entretanto, o seu equacionamento é simplificado por Nandan, Roy, Lienert & DebRoy (2006) como sendo fornecido pela Equação 15.

$$\varphi = 2 \sum_{i=1}^3 \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \right)^2 + \left( \frac{\partial u_1}{\partial x_2} + \frac{\partial u_2}{\partial x_1} \right)^2 + \left( \frac{\partial u_3}{\partial x_2} + \frac{\partial u_2}{\partial x_3} \right)^2 + \left( \frac{\partial u_3}{\partial x_1} + \frac{\partial u_1}{\partial x_3} \right)^2 \quad (15)$$

Nesta equação, o termo  $\left( \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \right)$  é referente à condição de escoamento normal e o termo  $\left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$  é referente ao tensor de taxa de deformação efetiva correspondente trazido pela Equação 16.

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (16)$$

#### 2.4.4 Coeficientes relevantes ao processamento FSW

Em modelos que assumem condições parciais de contato (deslizamento/adesão), a estimativa para os valores de coeficiente de contato pode

ser feita, de acordo com o modelo proposto no trabalho de Deng, Lovell & Tagavi (2001), a partir da seguinte equação:

$$\delta = 0,2 + 0,8 \left[ 1 - \exp\left(-\delta_0 \frac{\omega R_x}{\omega_0 R_0}\right) \right] \quad (17)$$

Na Equação 19,  $\delta_0$  é um parâmetro ajustável de acordo com as condições do experimento,  $\omega$  é a velocidade angular da ferramenta,  $R_x$  é a distância radial de um ponto do material ao centro da ferramenta,  $\omega_0$  é a velocidade rotacional normalizada tomando-se como média entre as velocidades rotacionais ao redor da ferramenta, e  $R_0$  é o raio do ombro da ferramenta.

Já nos modelos que assumem condições de contato ideais, tais como este trabalho, Schmidt & Hattel (2005), Schmidt e Hattel (2008), Colegrove *et al* (2000) e Song & Kovacevic (2003), os valores deste coeficiente se tornam nulos (deslizamento total) ou unitários (acoplamento total), uma vez que  $\delta$  passa a assumir a forma da seguinte equação:

$$\delta = \left( \frac{V_{material}}{V_{ferramenta}} \right) \quad (18)$$

Nesta equação  $V_{material}$  é a velocidade angular da porção de material dentro da camada cisalhante em que se movimenta junto à ferramenta, e  $V_{ferramenta}$  é a velocidade angular utilizada para a soldagem.

O coeficiente de atrito pode ser determinado por uma relação entre o coeficiente de contato através da Equação 21.

$$\mu_f = \mu_0 \exp\left(-\delta \frac{\omega R}{\omega_0 R_0}\right) \quad (19)$$

em que  $\mu_f$  é o coeficiente de atrito entre a ferramenta e o material utilizado e  $\mu_0$  é uma constante ajustável ao arranjo experimental.

Complementarmente, o fator que determina o quanto de calor é particionado entre o ombro e o corpo de prova é dado pela Equação 22 (CARSLAW e JAEGER, 1959):

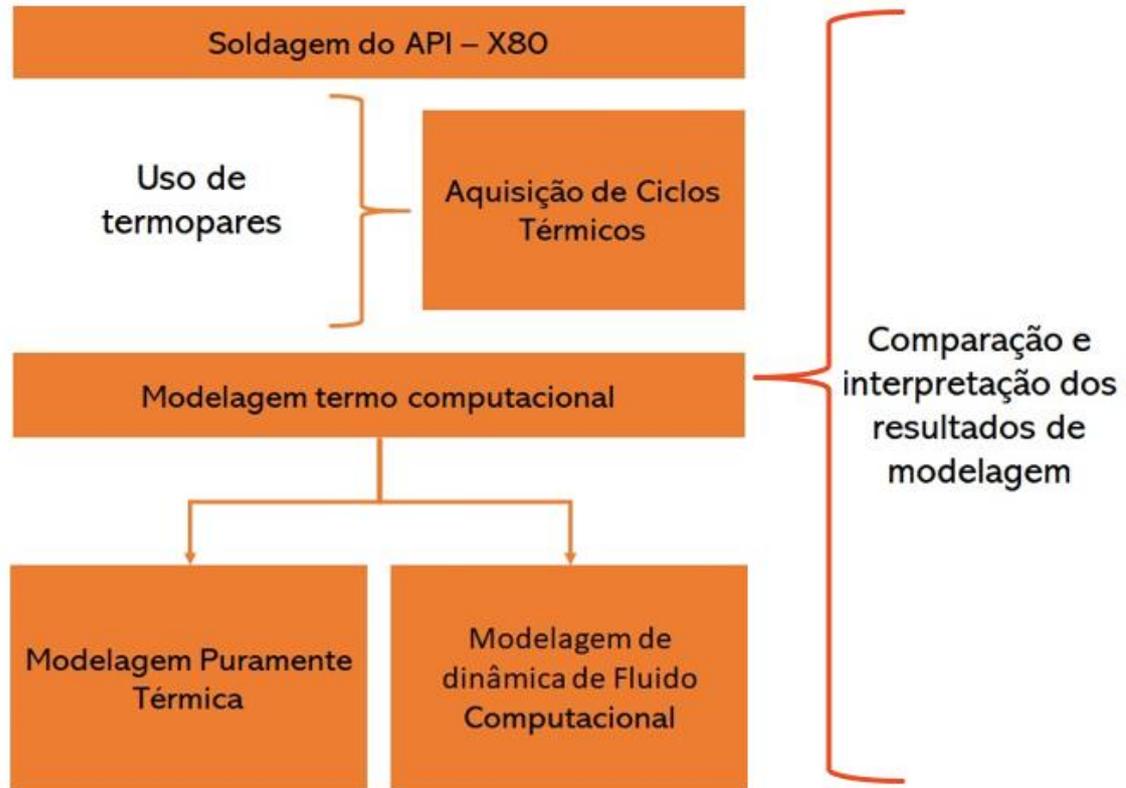
$$f = \left( \frac{J_W}{J_T} \right) = \frac{\sqrt{(kC_p)_W}}{\sqrt{(kC_p)_T}} \quad (20)$$

Nesta equação,  $f$  é o fator de partição,  $k$  é o coeficiente de condutividade térmica do material e  $C_p$  é o calor específico à pressão constante. Os subscritos  $W$  e  $T$  são referentes ao corpo de prova e à ferramenta de FSW, respectivamente.

### 3 MATERIAIS E MÉTODOS

Nesta seção serão abordados os procedimentos experimentais e considerações utilizados ao longo do trabalho. Para a soldagem, aquisição do ciclo e da repartição térmica e modelagem numérica do arranjo experimental seguiram-se as etapas de acordo com o fluxograma da Figura 12.

Figura 12 - Fluxograma da metodologia experimental resumida utilizada ao longo do trabalho.

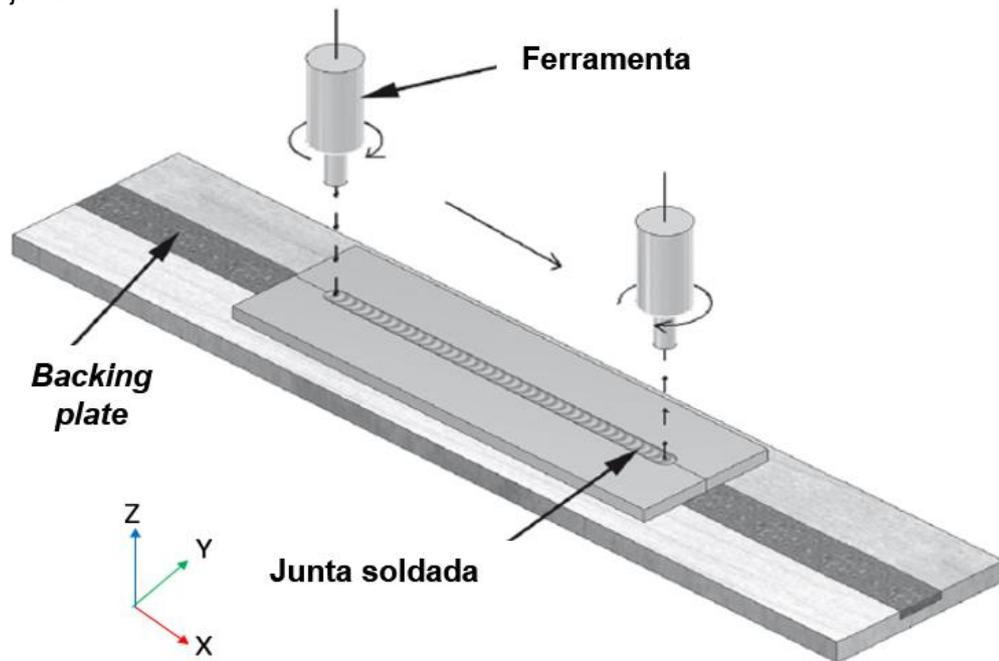


Fonte: O Autor, 2019

#### 3.1 Soldagem

As juntas soldadas foram produzidas a partir de duas chapas X80 de dimensões 110 × 400 × 12 mm, que foram colocadas em uma placa de suporte cerâmico (*backing plate*) e soldadas na sua maior dimensão, resultando em uma junta soldada de 380 mm de comprimento, conforme ilustrado na Figura 13.

Figura 13 - Ilustração esquemática do processo de FSW apresentando o movimento da ferramenta ao longo da junta.



Fonte: Adaptado de Santos *et al* (2016)

Devido às limitações dimensionais da ferramenta cerâmica utilizada de PCBN, com comprimento do pino 5,7 mm, as juntas foram fabricadas por dois passes de soldagem, um em cada lado da placa. Após o procedimento de soldagem, a integridade estrutural da ferramenta de PCBN foi verificada visualmente, e não foram encontrados desgaste nem fragmentos rompidos na superfície do pino e do ombro. Um fluxo de argônio foi utilizado e direcionado para a ferramenta e para a junta soldada a fim de preservar a integridade de ambas contra a oxidação. A seleção dos parâmetros se deu com base em estudos prévios realizados durante os trabalhos de Santos *et al* (2010) e Hermenegildo (2012).

O procedimento de soldagem foi conduzido com um conjunto de parâmetros que levaram ao processamento de uma junta soldada com duas situações: uma de menor aporte térmico de 1,69 kJ/mm e outra de maior aporte térmico de 1,91 kJ/mm. Esses aportes térmicos foram calculados pela Equação 3, em função dos parâmetros pré-estabelecidos e julgados críticos devido aos resultados de ensaios de CTOD obtidos no trabalho de Santos *et al* (2010).

Os valores da velocidade de soldagem da ferramenta ( $u$ ), velocidade de rotação ( $\omega$ ) e torque de entrada ( $M$ ) foram calculados e adquiridos por dados experimentais e são mostrados na Tabela 3 a seguir.

Tabela 3 - Parâmetros experimentais utilizados na soldagem para as condições de menor e maior aporte.

| Junta soldada -      | AT - Aporte térmico [kJ/mm] | $u$ - Velocidade de soldagem [m.s <sup>-1</sup> ] | $\omega$ - Velocidade rotacional [rpm] | F - Força axial [kN] | M - Torque (N.m) |
|----------------------|-----------------------------|---|--|----------------------|------------------|
| Maior aporte térmico | 1.91                        | 1.67  | 500                                    | 29.8                 | 61               |
| Menor aporte térmico | 1.69                        | 2.00  | 300                                    | 35.8                 | 108              |

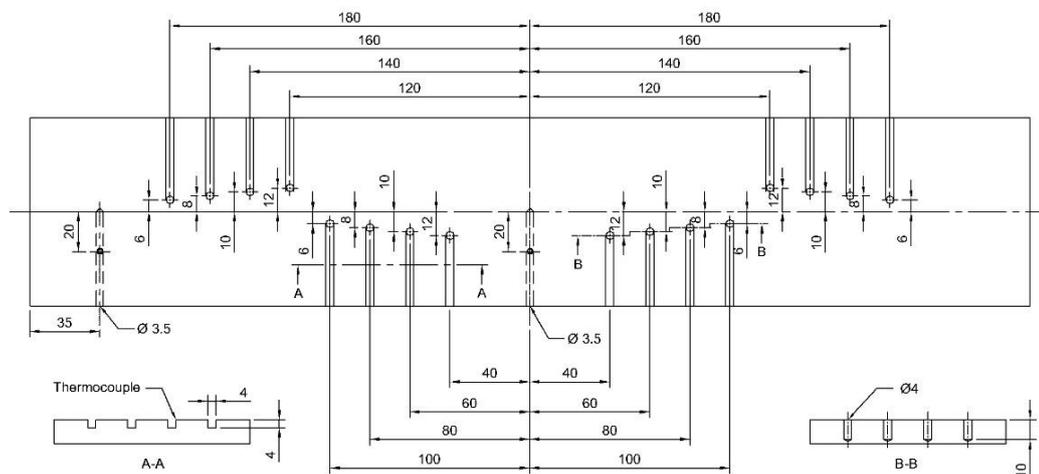
Fonte: O Autor, 2019

Os dados provenientes do sistema de aquisição acoplado à máquina de FSW foram registrados permitindo a obtenção de ciclos térmicos para cada termopar instalado na placa, obtendo-se duas medidas com diferentes termopares para cada posição. A partir disso, os dados obtidos foram transferidos para o modelo numérico a fim de gerar ciclos térmicos simulados e, finalmente, comparar os resultados experimentais com os computacionais. Posteriormente, o modelo foi utilizado para encontrar a distribuição de temperaturas em regiões mais próximas à linha de solda, onde não é possível fazer medições de temperatura por métodos físicos devido à presença da ferramenta.

### 3.2 Aquisição do ciclo térmico no arranjo experimental

Para aquisição dos ciclos térmicos em locais específicos, foi desenvolvida uma configuração experimental com oito termopares do tipo K conectados a ambos os lados da junta, posicionados a 2 mm abaixo da superfície da placa, como pode ser observado na Figura 14.

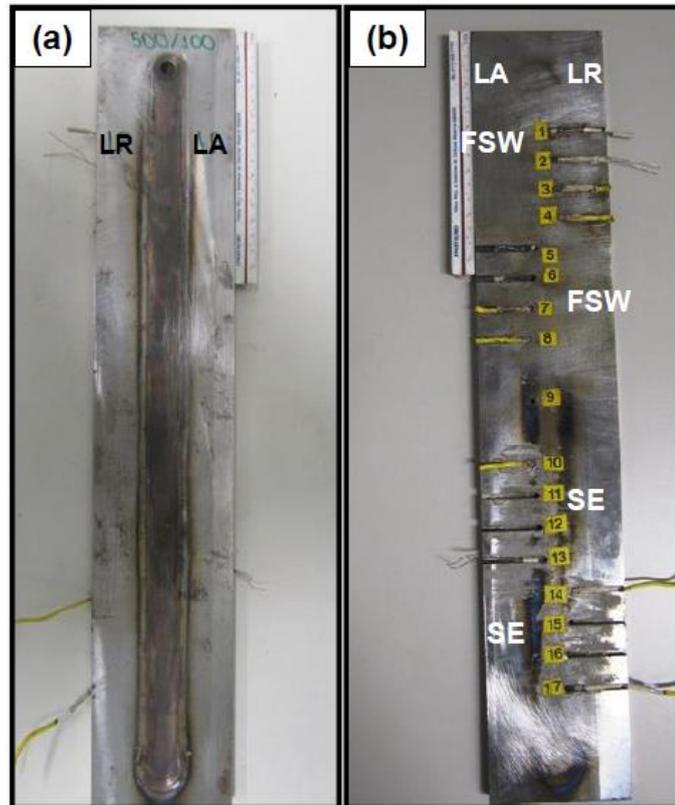
Figura 14 - Arranjo experimental dos termopares utilizados durante a soldagem do material.



Fonte: Adaptado de Hermenegildo (2012)

Durante o procedimento de soldagem, foram realizadas medições de temperatura com esses termopares posicionados ao longo da junta soldada, nas distâncias de 6, 8, 10 e 12 mm da linha de centro da mesma. A Figura 15 apresenta a disposição detalhada dos termopares inseridos na chapa e usados após o procedimento de soldagem.

Figura 15 - Esquema de uma junta de FSW - a) Vista superior da junta soldada b) Arranjo dos termopares fixados na chapa de X80.



Fonte: Hermenegildo (2012)

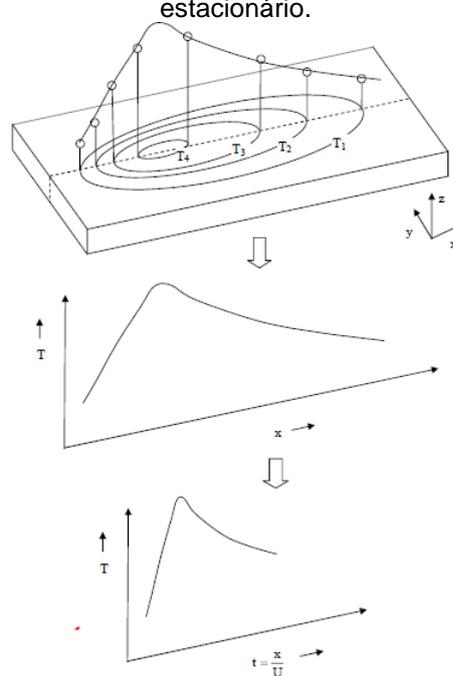
A Figura 16 é uma ilustração da metodologia utilizada para interpretação e cálculo dos ciclos térmicos computacionais desenvolvida em trabalhos anteriores (NANDAN, ROY e DEBROY, 2006; SANTOS, IDAGAWA e RAMIREZ, 2014; LUO *et al*, 2019), consistindo de 3 passos sequenciais:

- 1º passo: aquisição de temperaturas pelos termopares;
- 2º passo: aquisição das curvas de temperaturas em função da distância da linha central;
- 3º passo: interpretação e elaboração dos ciclos térmicos do processo simulado.

Ao final deste último passo, obtém-se um gráfico que representa a história térmica do material. Ao se executar esta metodologia para pontos em diferentes

distâncias da linha central, obter-se-ão os perfis térmicos referentes aqueles pontos escolhidos que correspondem aos termopares no arranjo experimental. A partir daí, tem-se a possibilidade de estudo e análise das curvas térmicas e sua consequente relação com as propriedades metalúrgicas e mecânicas obtidas ao final do processo de soldagem. Faz-se necessário a correção do eixo das abscissas ao trabalharmos os dados de ciclo térmico. Deve-se modificar o eixo  $x$  em termos “distância” da linha de centro da junta soldada para a variável “tempo”. Para isso, divide-se o espaço marcado no eixo  $x$  pela velocidade de soldagem ( $u_{weld}$ ).

Figura 16 - Ilustração da metodologia utilizada para cálculo das histórias térmicas de um modelo estacionário.



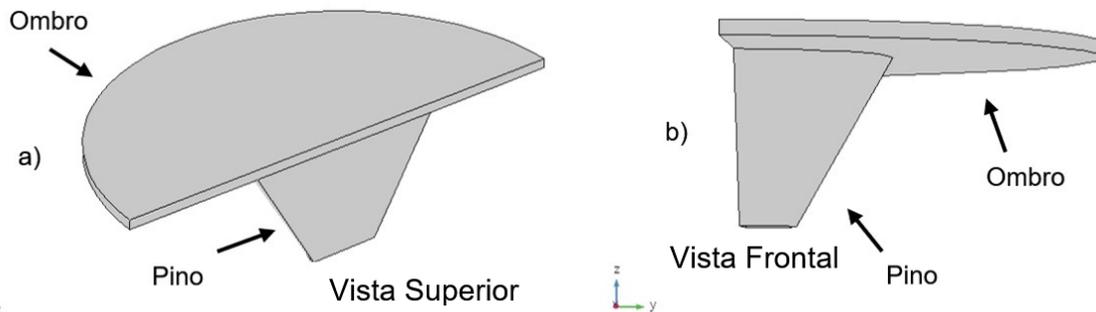
Fonte: Adaptado de Nandan (2008)

### 3.3 Modelagem computacional do processo de FSW

Um modelo térmico numérico foi desenvolvido usando o módulo de “transferência de calor em sólidos” do COMSOL Multiphysics®. A modelagem numérica foi proposta visando a previsão da distribuição de temperaturas ao longo da junta, bem como as temperaturas picos de cada ponto considerado. Deste modo, o modelo foi utilizado para avaliar a histórica térmica no lado de avanço das juntas soldadas em posições da linha de solda onde é fisicamente impossível a realização de medições de temperatura por termopares, devido à presença do pino e do ombro durante a soldagem do material. Além disso, o mesmo modelo é utilizado para visualização do campo de temperaturas da ferramenta (conjunto ombro e pino) do



Figura 18 - Detalhe para a geometria da ferramenta modelada, com destaque para as regiões do ombro e do pino: a) Vista superior e b) Vista frontal da ferramenta no modelo.



Fonte: O Autor, 2019

O ombro da ferramenta, responsável pela contribuição da maior parte de geração de calor para o material, foi modelado de acordo com as dimensões a seguir:  $R_{OMBRO} = 12,0$  mm e  $H_{OMBRO} = 5,7$  mm. A expressão de calor total na interface entre o ombro da ferramenta e o corpo de prova pode ser definida pela Equação 6.

O coeficiente de atrito é considerado variável durante a soldagem, para simplificar um valor de  $\mu = 0,4$  foi escolhido, como utilizado por alguns trabalhos (SONG e KOVACEVIC, 2003; KHANDKAR, KHAN e REYNOLDS, 2003; CHO *et al*, 2013; SANTOS, IDAGAWA e RAMIREZ, 2014; HOYOS *et al*, 2016; AVILA *et al*, 2019).

Neste trabalho, assume-se que o calor na junta soldada é gerado a uma taxa constante e ao longo da linha de solda. A ferramenta (conjunto pino e ombro) movimenta-se com uma velocidade rotacional constante, com o pino completamente inserido no material (SCHMIDT e HATTEL, 2005; NANDAN *et al*, 2006).

### 3.3.2 Modelagem do corpo de prova

FSW é um processo de fabricação em estado sólido, com o corpo de prova atingindo entre 70 - 90% de seu ponto de fusão ou temperatura solidus ( $T_{solidus}$ ) (COLEGROVE *et al*, 2000; CHAO, QI e TANG, 2003). Para transportar este fato para as simulações no trabalho atual, uma calibração foi feita comparando as temperaturas simuladas com as temperaturas registradas pelo termopar a 8 mm da linha de centro da junta soldada (SONG e KOVACEVIC, 2003; CHOI *et al*, 2011; SANTOS, IDAGAWA e RAMIREZ, 2014; AVILA *et al*, 2019). A essa distância, pode-se inferir seguramente que não houve interferência da ferramenta nas temperaturas medidas pelo termopar. Uma condição foi inserida limitando a temperatura máxima alcançada pelo modelo, definindo o fluxo de calor para zero quando a temperatura atinge valores maiores que

$T_{solidus}$  da peça de trabalho, como ilustrado na Equação 17 (SONG e KOVACEVIC, 2003; SANTILLANA, 2013):

$$Q_{junta}(r, T) = \begin{cases} Q_{ombro} + Q_{pino}, & \text{se } T < T_{solidus} \\ 0, & \text{se } T \geq T_{solidus} \end{cases} \quad (21)$$

Nestas temperaturas elevadas, a radiação não pode ser desprezada e é trazida para o modelo com a inserção de um coeficiente de emissividade  $\varepsilon = 0,3$  aplicado em toda a superfície da peça e da ferramenta. Este valor é considerado devido às temperaturas atingidas na superfície processada não serem tão elevadas em relação às temperaturas de processamento via arco (SUN e WU, 2018).

$$q_{perda-total} = \sigma\varepsilon(T_{amb}^4 - T^4) + h(T_{amb} - T) \quad (22)$$

As perdas de calor no modelo foram definidas como um fluxo geral de saída de calor, onde foram aplicadas em todas as superfícies (laterais, inferior e superior) da peça de trabalho. Na Equação 18,  $\varepsilon$  é a emissividade da superfície da ferramenta e da peça de trabalho,  $\sigma$  é a constante de Stefan-Boltzmann,  $T_{amb}$  é a temperatura ambiente e  $h$  refere-se aos coeficientes convectivos associados às superfícies presentes no modelo (superfície da peça de trabalho e área exposta à ferramenta).

Os coeficientes convectivos da superfície superior e inferior da peça de trabalho foram estimados em  $h_{superior} = 10 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$  e  $h_{inferior} = 100 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$ . A placa de apoio tem o seu coeficiente condutor acoplado a um coeficiente convectivo geral com valores diferentes,  $h_{frio} = 200 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$  para a junta de menor aporte e  $h_{quente} = 1000 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$  para a junta de maior aporte. Esses valores foram considerados uma vez que, a influência da pressão de forjamento  $F_N$  foi influenciada pela condutância do gap entre a peça de trabalho e a placa de apoio (SONG e KOVACEVIC, 2003; KHANDKAR, KHAN e REYNOLDS, 2003; SIMAR *et al.*, 2006).

Quanto à ferramenta, os valores dos coeficientes lateral e superior foram considerados  $h_{laterais} = 15 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$  e  $h_{topo} = 20 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$ , respectivamente em relação às perdas de calor convectivas e condutoras devido a valores de alta temperatura alcançado pelo material da ferramenta (HOYOS *et al.*, 2016; CUI *et al.*, 2018).

### 3.4 Materiais

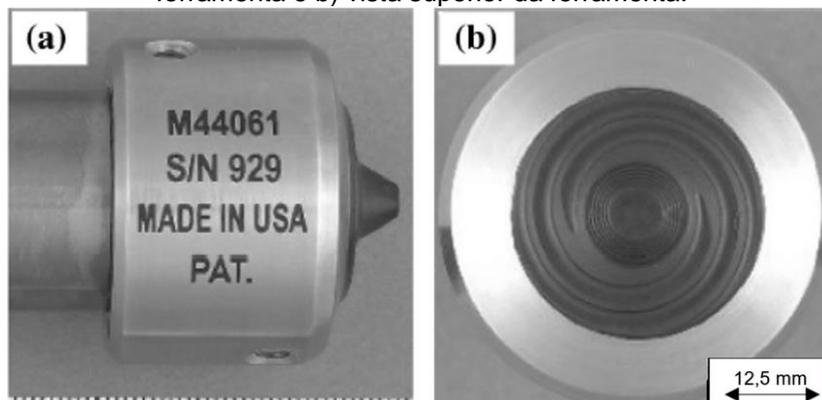
Os materiais considerados de fundamental importância para a modelagem numérica do arranjo experimental foram o aço API 5L-X80 e a ferramenta de PCBN. A morfologia de malha numérica utilizada foi uma malha tetraédrica. Esta foi escolhida de modo a fornecer resultados de temperatura, viscosidade e taxa de deformação mais precisas em posições internas do corpo de prova e da ferramenta de trabalho. Após teste de convergência e otimização de malha, a geometria final modelada foi composta por 25125 elementos tetraédricos e 52274 graus de liberdade (DOFs).

#### 3.4.1 Ferramenta de PCBN - Nitreto cúbico de boro policristalino.

A ferramenta utilizada para a soldagem do API 5L-X80 deste trabalho foi proveniente da “*MegaStir™ Technologies*”, sendo da série “M” com seu material aglutinante sendo de cerâmica (ceramic binder).

O material usado para a ferramenta de PCBN teve que ser implementado como um novo material na biblioteca do programa com os dados termofísicos da Tabela 4, uma vez que este não constava na biblioteca de dados de materiais da interface de simulação. A Figura 19 ilustra a geometria de uma ferramenta similar utilizada no processamento do material. A geometria da ferramenta foi elaborada na etapa de pré-processamento, utilizando-se da base de desenhos CAD do próprio software.

Figura 19 - Detalhe da ferramenta de PCBN para o processamento FSW de aços: a) perfil da ferramenta e b) vista superior da ferramenta.



Fonte: Adaptado de Chen *et al* (2009) e Cui *et al* (2018)

Este material deve suportar altas temperaturas e ser quimicamente inerte em temperaturas superiores a 1000 °C (STEUWER *et al*, 2012). A densidade ( $\rho$ ) do

material da ferramenta foi mantida constante, bem como a sua condutividade térmica ( $k$ ) e o seu calor específico ( $C_p$ ), estando quantificadas na Tabela 4.

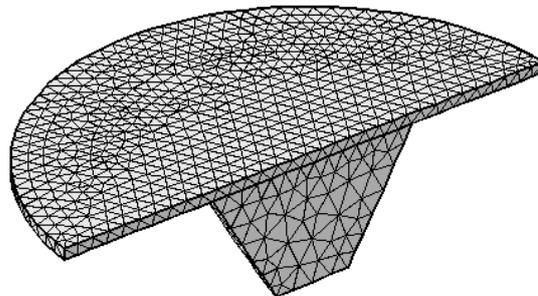
Tabela 4 - Propriedades termofísicas da ferramenta de PCBN.

| $\rho$ [Kg.m <sup>-3</sup> ] | $k$ [W m <sup>-1</sup> °C <sup>-1</sup> ] | $C_p$ [J kg <sup>-1</sup> °C <sup>-1</sup> ] |
|------------------------------|---|--|
| 3120                         | 130                                       | 1966   |

Fonte: Cho *et al* (2013)

A geometria final da ferramenta pode ser encontrada de maneira mais detalhada na Figura 20. Essa geometria é reduzida devido às considerações de simetria longitudinal do modelo numérico. Deste modo, a etapa de pré-processamento se deu com o desenvolvimento de metade da ferramenta inserida no corpo de prova.

Figura 20 - Detalhe da geometria da ferramenta modelada com malha tetraédrica.



Fonte: O Autor, 2019

### 3.4.1 Aço API 5L-X80 - propriedades físicas.

A composição química do aço API 5L-X80 utilizado como corpo de prova pode ser encontrada na Tabela 5 a seguir.

Tabela 5 - Composição química do aço API 5L-X80 utilizado neste estudo (wt%)

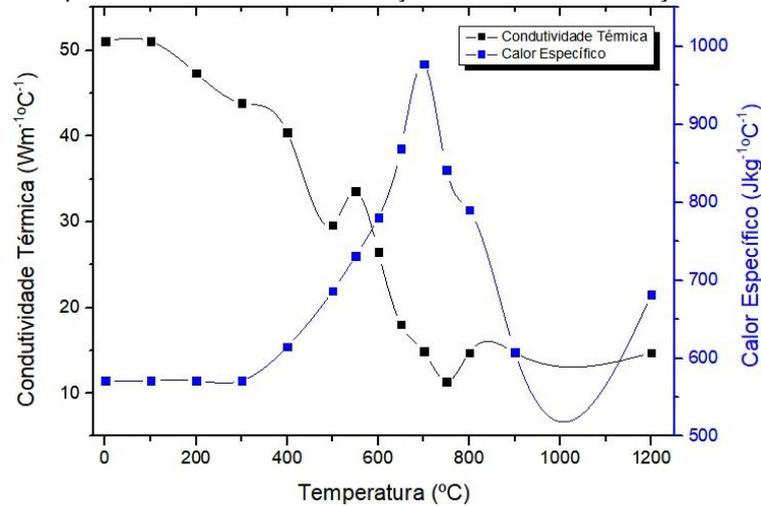
|          |           |           |           |           |           |           |           |
|----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| <b>C</b> | <b>Nb</b> | <b>Al</b> | <b>Mn</b> | <b>V</b>  | <b>Si</b> | <b>B</b>  | <b>Cu</b> |
| 0,05     | 0,066     | 0,035     | 1,76      | 0,025     | 0,17      | 0,03      | 0,02      |
| <b>P</b> | <b>S</b>  | <b>Cr</b> | <b>Ni</b> | <b>Ti</b> | <b>N</b>  | <b>Ca</b> | <b>Mo</b> |
| 0,016    | 0,002     | 0,15      | 0,02      | 0,016     | 0,0059    | 0,003     | 0,20      |

Fonte: Adaptado de Hermenegildo (2012)

A densidade do aço foi considerada constante, com um valor  $\rho = 7860 \text{ kg.m}^{-3}$ . As propriedades termofísicas da liga foram implementadas na peça com base no trabalho de Antonino *et al* (2014) e ilustrada na Figura 21. É interessante observar a diferença de condutividade térmica entre as fases presentes no material, em altas

temperaturas. A partir de 600°C pode-se notar um aumento do calor específico e uma significativa redução da condutividade térmica. Segundo Pedrosa *et al* (2013) e Antonino *et al* (2014), essas mudanças são ocasionadas pela mudança microestrutural da fase  $\alpha$  para a fase  $\gamma$ .

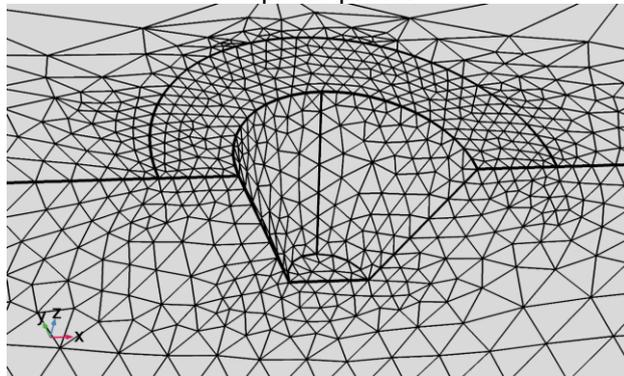
Figura 21 - Propriedades termofísicas do aço API 5L-X80 em função da temperatura



Fonte: Adaptado de Antonino *et al* (2014)

O modelo numérico das chapas possui dimensão correspondente a uma chapa de aço X80, devido às considerações das condições de simetria e visando a diminuição do tempo de processamento. O modelo leva em consideração apenas metade da geometria experimental. O referencial Euleriano foi adotado, considerando-se então a fonte de calor como estacionária. Um detalhe da malha utilizada para modelar a região de inserção da ferramenta no corpo de prova pode ser visualizado na Figura 22.

Figura 22 - Detalhe da malha tetraédrica utilizada para modelar o espaço ocupado pela ferramenta no corpo-de-prova.



Fonte: O Autor, 2019

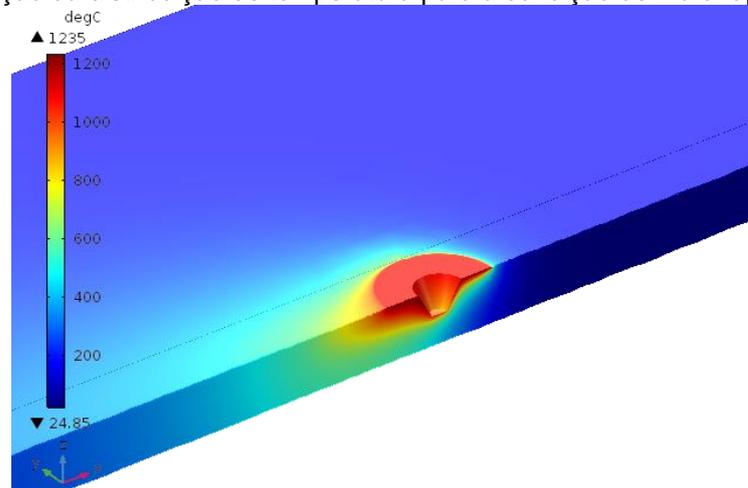
## 4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Dados experimentais de temperatura proveniente das aquisições dos termopares foram utilizados para ajustar o modelo. Através de resultados da distribuição de temperaturas obtidas com o modelo computacional, tornou-se possível avaliar a história térmica do material e da ferramenta. Adicionalmente, tais resultados serviram para comparações entre a integridade física da ferramenta e da história térmica da junta soldada.

### 4.1 Distribuição de temperaturas no material

Para a condição de maior aporte térmico, podendo ser visualizada na Figura 23, foram encontrados perfis de temperaturas maiores, demonstrando que maiores valores de aportes térmicos podem resultar em perfis valores de temperaturas próximas a 1235°C, as quais neste caso devem estar conectadas com uma velocidade rotacional maior para a junta de maior aporte térmico (500 rpm) (NANDAN, ROY e DEBROY, 2006; SCHMIDT e HATTEL, 2008; MATSUSHITA *et al*, 2012; DINDA e RAMAKRISHNAN, 2019).

Figura 23 - Simulação da distribuição de temperatura para a condição de maior aporte térmico - MPT.



Fonte: O Autor, 2019

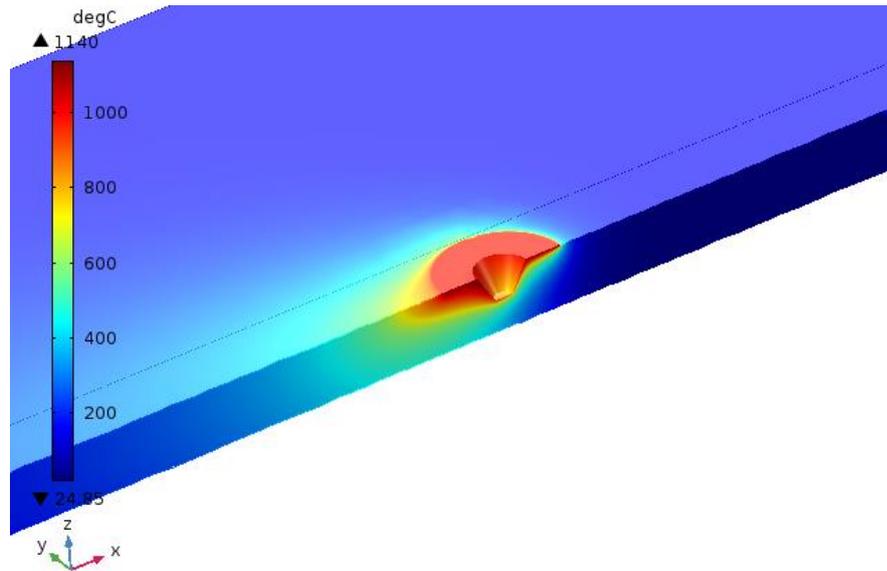
Adicionalmente, nesta condição, as temperaturas diferem de forma menos acentuada quanto à distância da linha de centro da solda. Isso pode ser o resultado do maior aporte térmico, que influencia nos gradientes de temperatura ao longo da junta. Isto é, a junta está exposta a um menor gradiente de temperatura. Esse fato tem uma influência direta nas microestruturas obtidas no material ao final da soldagem

(LIENERT *et al*, 2003; BOUKRAA *et al*, 2018). Especialmente para o aço X80, é bastante comum a influência de maiores temperaturas na morfologia e origem da ZD (AVILA *et al*, 2016). Logo, as previsões feitas neste trabalho podem auxiliar na previsão de condições de soldagem que resultam em microestruturas frágeis. Temperaturas elevadas, acima de 1200°C, são comumente reportadas para a soldagem de aços ARBL (LIENERT *et al*, 2003; BARNES *et al*, 2008).

Taxas de resfriamento entre 30 e 250°C/s para a ZM e, conseqüentemente, a ZD, são também frequentemente relatadas. Em alguns trabalhos, é previsto que a ZD de aços ARBL tenha taxas de resfriamento maior do que o resto da ZM, fazendo com que haja um maior estímulo termodinâmico ao surgimento da ZD (NELSON e ROSE, 2016). Entretanto, especialmente para o X80, os trabalhos de Hermenegildo (2012) e Hermenegildo *et al.* (2018) relataram que o surgimento da ZD está mais associado ao crescimento de grão da austenita em maiores temperaturas de pico, favorecendo a transformação martensítica localizada. De fato, outros trabalhos corroboram que o crescimento da austenita é mais influenciado pela temperatura de pico do que pela taxa de aquecimento, podendo se obter um tamanho de grão médio três vezes maior ao se aumentar a temperatura de 1150°C para 1350°C (BANERJEE *et al*, 2010). Este fato, tem uma ligação direta com as temperaturas simuladas pelo modelo puramente térmico (MPT) na condição mais quente, demonstrando uma potencialidade de previsão da formação de ZD's a partir de parâmetros determinados no processamento por FSW do X80.

Na condição de menor aporte térmico, na Figura 24, as temperaturas diferem de forma mais acentuada quanto à distância da linha de centro da solda. Na superfície, maiores valores de temperaturas são previstos em ambos aportes térmicos. Esse fato pode ser explicado devido a área exposta em contato com o ombro da ferramenta (BOUKRAA *et al*, 2018). A percepção do gradiente de temperatura pode ser melhor visualizada com a apresentação das isotermas durante o processo.

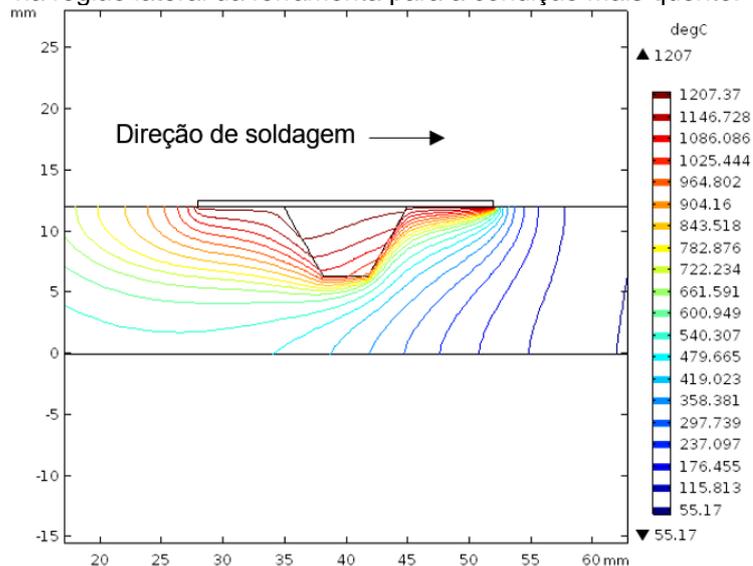
Figura 24 - Simulação da distribuição de temperatura para a condição de menor aporte térmico - MPT.



Fonte: O Autor, 2019

Na Figura 25 e Figura 26 a seguir pode-se observar um maior espaçamento entre as isotermas de temperaturas, o qual é uma consequência do menor aporte térmico utilizado nesta condição de simulação. Especificamente, na Figura 25 observa-se uma tendência de afastamento das isotermas principalmente nas regiões próximas a qual a ferramenta já passou. Adicionalmente, na Figura 25 observa-se um espaçamento lateral entre a distribuição de temperaturas. Novamente, pode-se observar a concentração de isotermas na frente do movimento da ferramenta de FSW.

Figura 25 - Distribuição das isotermas durante o FSW evidenciando as concentrações de isotermas na região lateral da ferramenta para a condição mais quente.

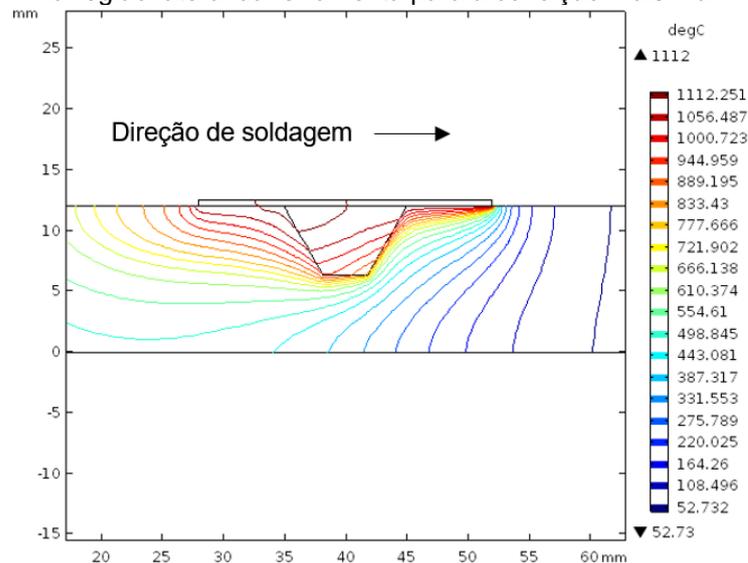


Fonte: O Autor, 2019

Ainda na Figura 25, é possível observar que a região com menor temperatura em torno da ferramenta é a região frontal do ombro e a região à frente do pino. Uma razão para isso é devido ao material que se localiza a frente da ferramenta, o qual ainda não foi aquecido pela passagem da ferramenta.

Na Figura 26 podem-se observar as isotermas para a simulação da condição denominada fria. Nota-se que, em comparação com a Figura 25, um maior espaçamento entre as isotermas pode ser observado. Isso decorre de um menor aporte térmico atribuído a essa condição simulada, o que gera uma maior taxa de resfriamento para o material.

Figura 26 - Distribuição das isotermas durante o FSW evidenciando as concentrações de isotermas na região lateral da ferramenta para a condição mais fria.



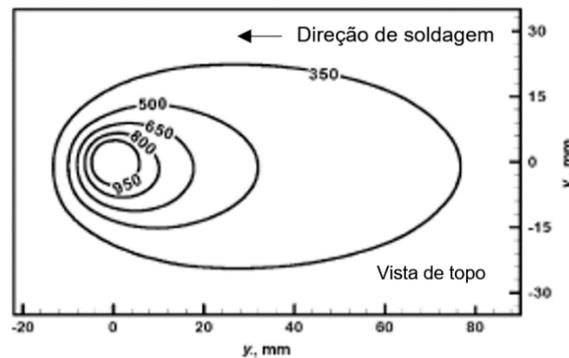
Fonte: O Autor, 2019

Os valores máximos de temperaturas, em ambas as condições, estão em concordância com trabalhos anteriores, nos quais foram obtidos valores de temperatura para simulações em aços de baixo carbono que variam entre 1127°C e 1350°C (NANDAN *et al*, 2006, 2007; MATSUSHITA *et al*, 2012).

A morfologia da distribuição de temperaturas nas isotermas laterais e frontais nas Figuras 25 e 26 obtidas nas simulações numéricas é bastante característica para o FSW. Essa característica de “concentrar” as isotermas no lado frontal da ferramenta e “espalhar” estas em lugares nos quais a ferramenta já passou é bastante relatada, podendo ser visualizada na Figura 27 (SCHMIDT e HATTEL, 2005; NANDAN, ROY e DEBROY, 2006; NANDAN *et al*, 2007; MATSUSHITA *et al*, 2012; MEHDI e MISHRA, 2019). Este aspecto se deve a diferença de temperaturas entre o restante da junta,

que ainda não foi soldado, e a parte da junta soldada que já foi processada, mostrando que o fluxo de calor é distribuído mais lentamente nesta região. Observa-se então a elevada diferença entre gradientes térmicos ao analisarmos porções da ferramenta em locais bastante próximos no material no momento da soldagem.

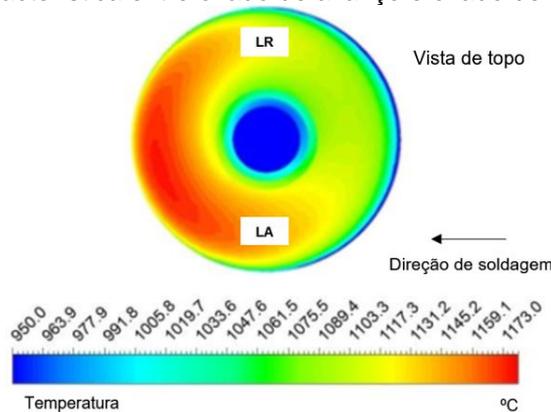
Figura 27 - Vista superior da distribuição de temperatura na simulação do FSW de aço de médio-carbono.



Fonte: Adaptado de Nandan *et al* (2007)

Verifica-se ainda que as isotermas do lado de avanço são relativamente maiores do que as do lado de retrocesso, de acordo com a Figura 28.

Figura 28 - Vista superior da ferramenta de FSW no momento da soldagem - detalhe para assimetria térmica característica entre o lado de avanço e o lado de retrocesso.



Fonte: Adaptado de Micallef *et al* (2016)

Isso acontece devido a maior interação da força de atrito e de dissipação viscosa em cada parte de processamento, de modo que o lado de avanço sempre interage primeiro com o material soldado do que a porção de retrocesso (MISHRA e MA, 2005).

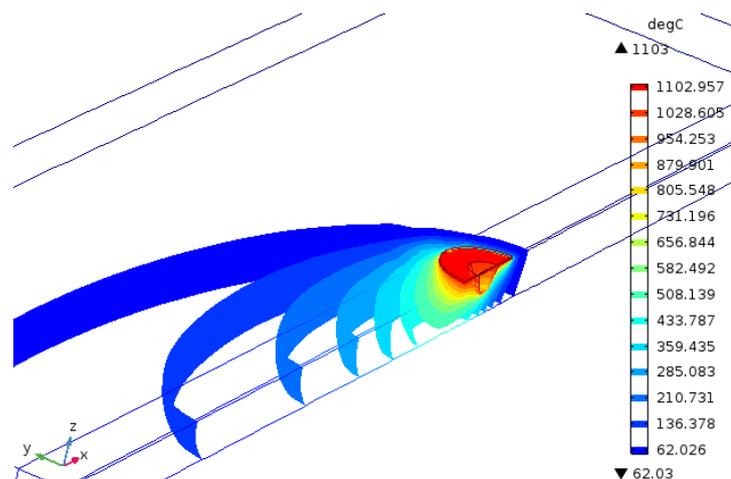
Adicionalmente, em materiais mais resistentes e de maior dureza as temperaturas do lado de avanço são maiores do que estas em materiais mais macios, ressaltando diferentes interações entre os tipos de materiais e a ferramenta de FSW. Hermenegildo *et al* (2017) demonstraram que, mantendo-se uma velocidade

rotacional constante, há uma tendência de aumento de torque ao se aumentar a velocidade de soldagem durante o FSW do X80.

Diferentemente, para o alumínio o torque durante o FSW não é significativamente alterado com as mudanças na velocidade de soldagem. Isto acontece porque a velocidade relativa entre a ferramenta e o material é majoritariamente influenciada pela velocidade rotacional do processo. Esta diferença é devido à  $T_{solidus}$  do X80 ser maior que a de ligas de alumínio, havendo uma necessidade de uma maior geração de calor de forma a reduzir uma tensão cisalhante entre a ferramenta e o material

Na Figura 29, pode-se observar a distribuição das isothermas do processo FSW simuladas para a condição de menor aporte térmico. É possível que este agrupamento na frente da ferramenta se torne ainda maior caso a velocidade de soldagem seja aumentada e a velocidade rotacional seja reduzida. Outros fatores também podem contribuir para o afastamento ou distanciamento das isothermas, tais como: condutividade térmica e calor específico do corpo de prova; utilização (ou não) de “backing” cerâmico no momento da soldagem; tipo de backing (cerâmico ou metálico); resfriar ou aquecer o material durante da soldagem (KHANDKAR, KHAN e REYNOLDS, 2003; NANDAN *et al.*, 2007; DIALAMI, CERVERA e CHIUMENTI, 2019)

Figura 29 - Distribuição de isothermas na superfície e interior do material na condição de menor aporte térmico - MPT.



Fonte: O Autor, 2019

#### 4.1.1 Termopares e simulação numérica (Comparação Numérico/Experimental)

As temperaturas máximas experimentais e simuladas para o lado de avanço de ambas as juntas são mostradas na Tabela 6.

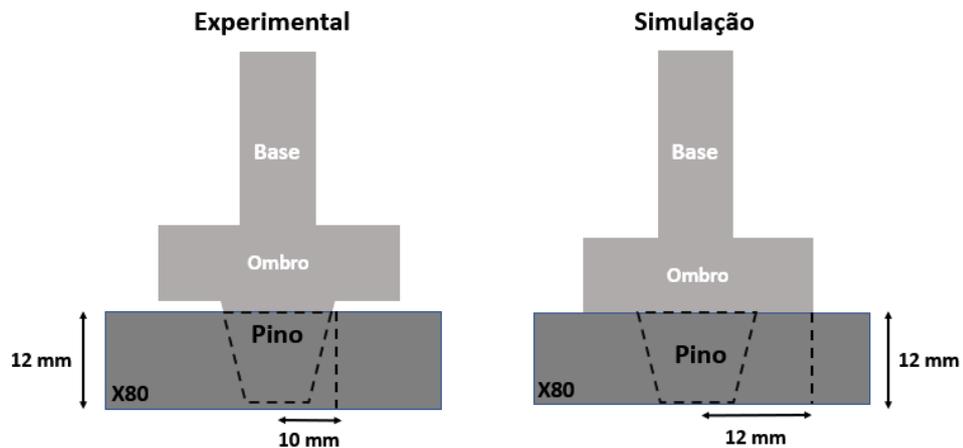
Tabela 6 - Comparação entre as temperaturas obtidas experimentalmente e numericamente para o lado de avanço das juntas soldadas.

| Aporte térmico (kJ/mm) | Localização do termopar a partir da linha de centro |        |        |        |
|------------------------|---|--------|--------|--------|
|                        | 6 mm  | 8 mm   | 10 mm  | 12 mm  |
| 1,91                   | 989 °C  | 913 °C | 815 °C | 567 °C |
| 1,91 (simulada)        | 992 °C  | 915 °C | 805 °C | 676 °C |
| 1,69                   | 880 °C  | 794 °C | 753 °C | 510 °C |
| 1,69 (simulada)        | 873 °C  | 793 °C | 673 °C | 566 °C |

Fonte: O Autor, 2019

Os valores máximos de temperatura estimados pelo modelo numérico em comparação às medições experimentais realizadas por termopares mais próximo foram 992 °C para a junta de maior aporte e 873 °C para junta de menor aporte. As curvas simuladas tiveram uma concordância considerável com os valores experimentais para valores máximos de temperatura encontrados e taxas de resfriamento. As diferenças entre as temperaturas simuladas e experimentais correspondem à consideração de contato ideal que ocorre entre a ferramenta e o corpo de prova, mostrado na Figura 30.

Figura 30 - Diferença entre a condição experimental e a condição de simulação



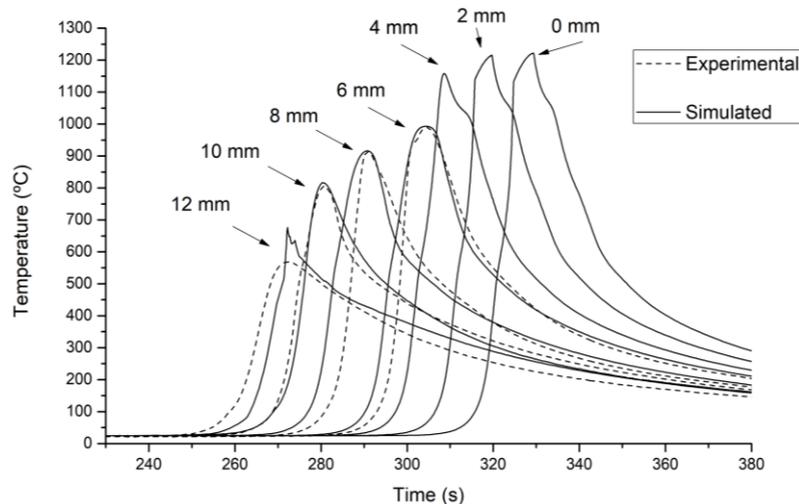
Fonte: O Autor, 2019

É possível observar que na simulação há um acoplamento perfeito entre as superfícies do ombro e a do corpo de prova. Entretanto, no arranjo experimental a soldagem é conduzida com a superfície inferior do ombro a uma certa distância do corpo de prova, fazendo com que a aquisição de temperatura para as regiões mais periféricas seja um pouco distinta em relação aos valores de temperaturas registradas no arranjo experimental. As mesmas distinções entre os valores de temperaturas de

simulação e do arranjo experimental explicam a diferença de formato de curva para os termopares nas distâncias 10 mm e 12 mm nas Figuras 31 e 32.

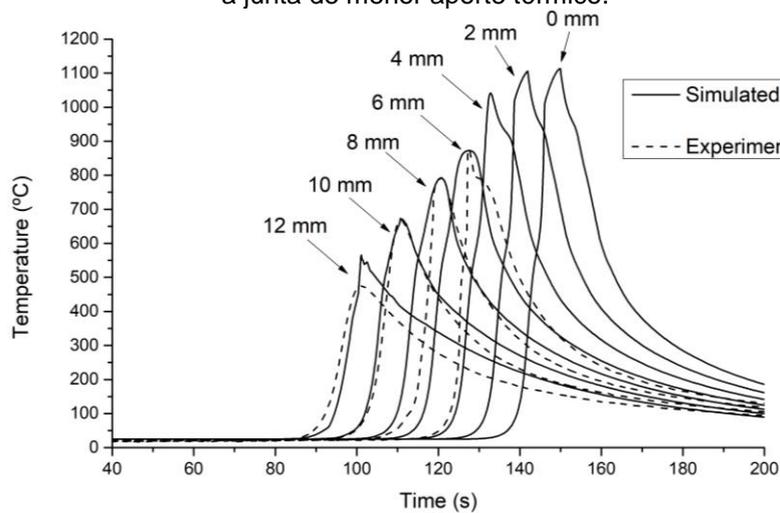
Para os ciclos térmicos de ambas as juntas soldadas apresentados na Figura 31 e Figura 32, pode ser observado que a curva de dados experimentais para o termopar de 6 mm é levemente alterada.

Figura 31 - Gráfico comparativo mostrando ciclos térmicos simulados e experimentais, considerando a junta de maior aporte térmico.



Fonte: O Autor, 2019

Figura 32 - Gráfico comparativo mostrando ciclos térmicos simulados e experimentais, considerando a junta de menor aporte térmico.



Fonte: O Autor, 2019.

Como este termopar estava próximo à zona de movimentação da ferramenta, essa mudança pode representar uma interrupção na aquisição de temperatura durante a soldagem, causada pelo contato repentino do termopar com a ferramenta.

Esta inferência pode ser reforçada pelo estilo da curva de temperatura simulada para 4 mm, 2 mm e 0 mm, na qual se pode notar a diferente forma da inclinação para ciclos térmicos simulados em regiões situadas ao redor do pino.

As temperaturas simuladas para a linha de soldagem são ligeiramente menores para a junta de menor aporte, como mostrado na Figura 32. Isso pode ser justificado por um menor aporte térmico, levando a maiores taxas de resfriamento impostas durante a soldagem. Além disso, como já exposto na seção 4.1 deste trabalho, há uma dependência entre o movimento relativo entre a ferramenta e o material devido a velocidade de rotação, a qual neste caso da junta com menor aporte, resulta em temperaturas menores devido a um menor fluxo de material em circulação. Uma previsão geral de temperatura precisa foi alcançada para ambas as simulações. As exceções são os ciclos térmicos para termopares situados a 12 mm da linha de soldagem, onde as temperaturas máximas simuladas são previstas com valores levemente maiores. A curva de formato pontiagudo da última temperatura simulada pode ser justificada devido à aquisição de dados de temperatura a partir do limite físico entre a borda da ferramenta e o corpo de prova, medindo as temperaturas provenientes de uma zona de transição (ombro / peça de trabalho) do modelo.

Essas poucas diferenças em relação às temperaturas simuladas e medidas podem também ser devidas às simplificações do modelo térmico atual, que não leva em consideração a contribuição do calor pelo fluxo de material ao redor da ferramenta (SCHMIDT e HATTEL, 2008). Como proposto por Schmidt & Hattel (2008), um modelo térmico puro é capaz de prever as condições termomecânicas não uniformes na região de cisalhamento até certa extensão. Além disso, se assumirmos um equilíbrio de pressão de contato e sua independência de temperatura, não se considera a contribuição da dissipação de calor plástico. Esta contribuição vai ser tão relevante quanto maior for o coeficiente de encruamento do material, sendo pouco relevante em aços de baixo carbono, porém de grande importância para os aços inoxidáveis austeníticos e duplex. Este fato tem influência direta na previsão de temperatura para as zonas externas da solda, como pode ser visto na principal diferença para os últimos termopares em ambas as condições.

Valores similares de temperaturas para as condições mais periféricas foram encontrados no trabalho de Avila *et al* (2018).

#### 4.1.2 Simulação numérica para localizações próximas às linhas de centro da solda (0 mm, 2 mm e 4 mm)

Para temperaturas simuladas muito mais próximas da linha de soldagem (a 0, 2 e 4 mm), o modelo apresentou os valores de temperaturas máximas exibidos na Tabela 7. As temperaturas simuladas para a junta de menor aporte na Tabela 7 ainda ajudam a prever quais teriam sido os valores corretos para as temperaturas experimentais, caso a ferramenta não interferisse nas medições de temperaturas realizadas por termopares.

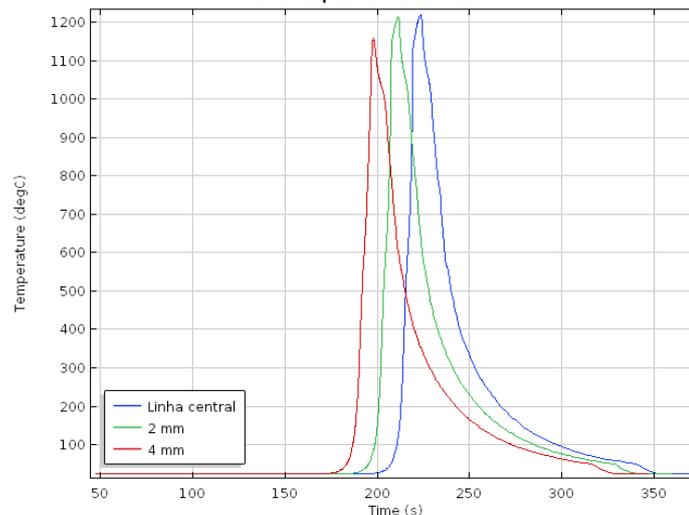
Tabela 7 - Valores de temperaturas encontrados numericamente para posições mais próximas às linhas de soldagem.

| <b>Condição simulada</b> | <b>0 mm</b> | <b>2 mm</b> | <b>4 mm</b> |
|--------------------------|-------------|-------------|-------------|
| Maior aporte térmico     | 1222 °C     | 1215 °C     | 1159 °C     |
| Menor Aporte térmico     | 1114 °C     | 1106 °C     | 1041 °C     |

Fonte: O Autor, 2019

Na Tabela 7, valores mais elevados de temperaturas simuladas a 0 mm em ambas as condições estão de acordo com a localização, já que as temperaturas máximas são geralmente medidas ao longo da linha de soldagem e estão localizadas nas proximidades da região do ombro (SCHMIDT e HATTEL, 2008). Os ciclos térmicos simulados para estas distâncias têm aspecto de pico similares, mostrado como exemplo na Figura 33. Tal aspecto de pico se deve à interferência de medida de temperaturas entre a ferramenta e o corpo de prova. Como esperado, as temperaturas simuladas nessa região foram maiores para a condição mais quente do que para a condição de menor aporte térmico. A temperatura máxima superficial da linha de soldagem do corpo de prova calculada para ambas as condições está localizada logo atrás da ferramenta ao longo da linha de solda, com um valor de 1235 °C para a junta com maior aporte térmico e 1140 °C para a junta de menor aporte térmico.

Figura 33 - Gráfico comparativo mostrando ciclos térmicos simulados, considerando uma junta de maior aporte térmico.

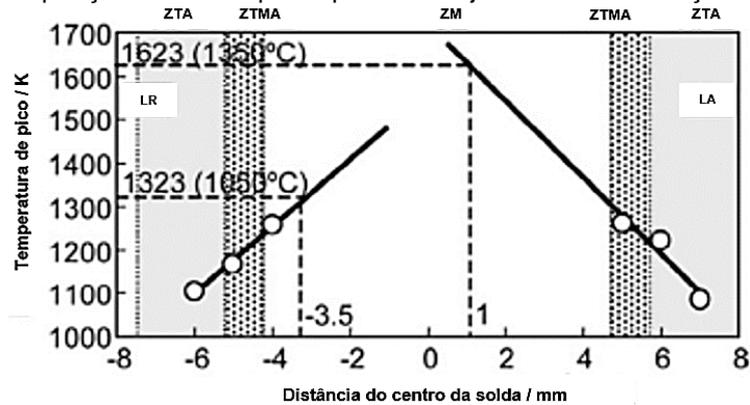


Fonte: O Autor, 2019

Esses valores compartilham posições semelhantes com os valores encontrados em trabalhos anteriores de Santos *et al* (2010), Prasanna *et al* (2010) e Matsushita *et al* (2012), nos quais os valores de temperaturas máximas da superfície foram comparado com resultados experimentais e simulados, e previstas a serem encontradas no lado anterior da ferramenta, no sentido contrário a direção de soldagem. Isto acontece devido ao fato de que o calor é depositado à junta mais rapidamente na região frontal, quando o material ainda está a uma temperatura menor que a junta soldada. De maneira contrária, no lado anterior à ferramenta, o transporte de calor é feito a uma taxa menor, pois o material já se encontra aquecido.

Os valores simulados também estão de acordo com trabalhos anteriores, uma vez que é provável que os processamentos por FSW de aço de baixo carbono e aço inoxidável forneçam juntas com temperaturas extremas, variando de 1000 °C na zona termomecanicamente afetada (ZTMA) a 1300 °C na linha de soldagem já na zona misturada (ZM), como ilustrado na Figura 34 (MATSUSHITA *et al*, 2012)

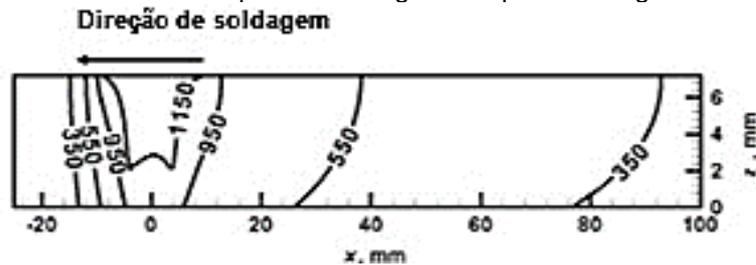
Figura 34 - Temperatura máxima prevista para a região central da ZM a partir de extrapolações lineares de aquisições de termopares próximos à junta soldada de aço ao carbono.



Fonte: Adaptado de Matsushita *et al* (2012)

Similarmente demonstrado na Figura 35 para uma liga de Ti-6Al-4V, os valores máximos de temperatura se dão em regiões mais próximas à ferramenta. Demonstrando que, embora os materiais sejam diferentes, o perfil térmico exibido é característico do processamento por FSW.

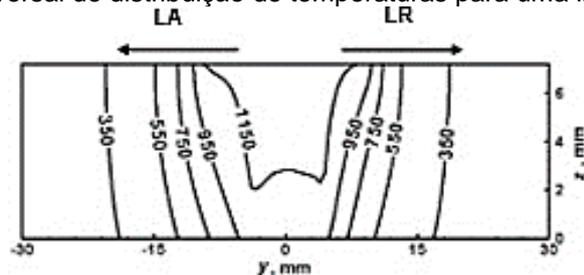
Figura 35 - Perfil de temperaturas longitudinal para uma liga de Ti-6Al-4V.



Fonte: Adaptado de Nandan, DebRoy & Bhadeshia, (2007)

Para o lado de avanço as temperaturas têm menor gradiente térmico ( $\frac{\Delta T}{\Delta x}$ ) associado, como é observado na Figura 36. Isso pode ser explicado devido a uma menor taxa de resfriamento a qual o lado de avanço está sujeito, originando assim um menor gradiente de temperaturas.

Figura 36 - Perfil transversal de distribuição de temperaturas para uma liga de Ti-6Al-4V



Fonte: Adaptado de Nandan, DebRoy & Bhadeshia, (2007)

Especialmente para a condição de maior aporte térmico, as taxas de resfriamento são menores que a condição mais fria. Valores de taxa de resfriamento encontrados para ambas as condições estão listadas na Tabela 8 abaixo. Conforme esperado, há taxas de resfriamento menores para a condição de maior aporte térmico.

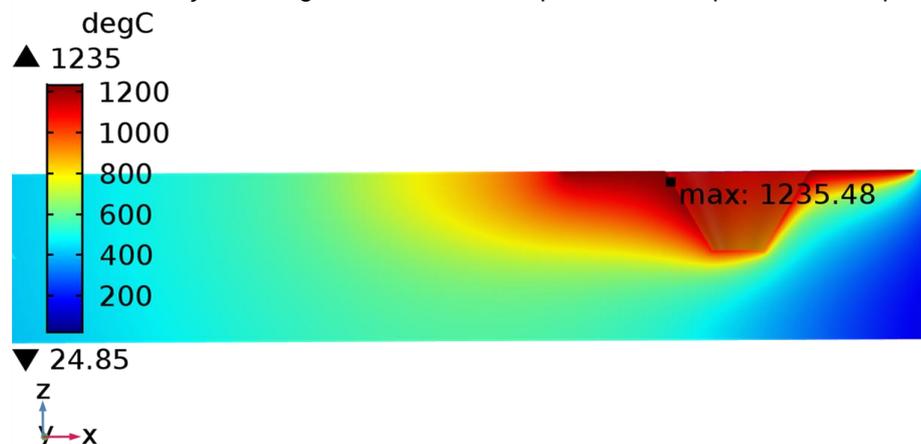
Tabela 8 - Valores de taxa de resfriamento simulados para diferentes distâncias da linha de solda.

| Junta Soldada | 0 mm      | 2 mm      | 4 mm      |
|---------------|-----------|-----------|-----------|
| Maior aporte  | 41,2 °C/s | 40,6 °C/s | 39,2 °C/s |
| Menor aporte  | 42,7 °C/s | 42,4 °C/s | 41,9 °C/s |

Fonte: O Autor, 2019

Em relação à superfície do material, observa-se que o local geométrico de maior temperatura é dado em uma certa profundidade da superfície, ilustrado na Figura 37. Alguns autores citam que a região anterior ao movimento da ferramenta é composta de uma localização de máxima temperatura, proveniente do calor de dissipação viscosa e do calor de atrito. Tal região nem sempre é encontrada na superfície do material, sendo muitas vezes encontrada em regiões abaixo da superfície externa de processamento (MEHDI e MISHRA, 2019).

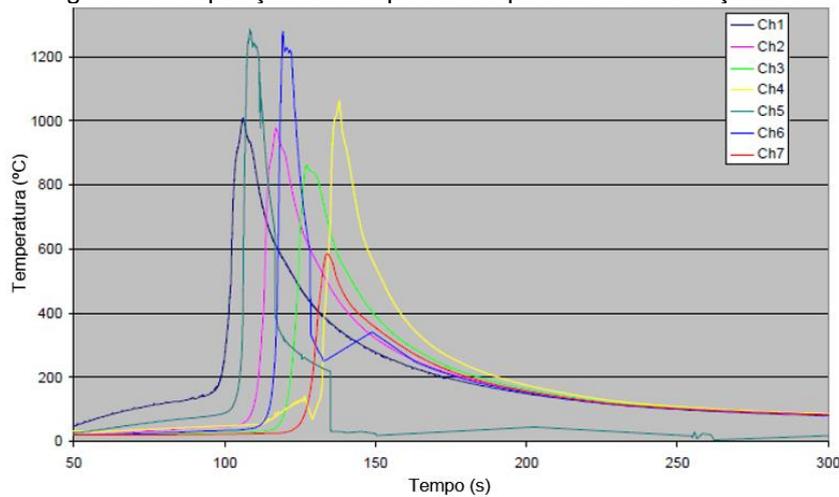
Figura 37 - Resultado de simulação considerando uma condição de maior aporte térmico, evidenciando a localização da região de máxima temperatura na superfície do corpo-de-prova.



Fonte: O Autor, 2019

Outros trabalhos citam temperaturas ainda maiores durante o processamento por FSW do X80. Como pode ser observado no trabalho de Norton, (2006), na Figura 38, as temperaturas de pico medidas pelos termopares instalados no aço API 5L-X65 foram maiores que 1250°C, em arranjo experimental similar ao utilizado neste trabalho. Uma explicação para isso é a utilização de maiores valores de velocidade rotacionais e força axial, conseqüentemente contribuindo para maiores valores de aportes térmicos.

Figura 38 - Aquisição de temperaturas para o FSW do aço X65.



Fonte: Norton (2006)

Adicionalmente, temperaturas na superfície inferior do corpo de prova, atingiram valores aproximados de 1000°C. Pode-se observar que os termopares dos canais 4, 5 e 6 no trabalho citado anteriormente sofreram intervenção da ferramenta durante a aquisição. O formato da curva de aquisição é similar ao obtido neste trabalho. Principalmente, para as aquisições de temperaturas simuladas nas distâncias mais próximas à junta, localizadas a 0, 2 e 4 mm. Para estas aquisições, próximas a ferramenta, é necessário reforçar que a linha de aquisição de temperatura toca a ferramenta. Logo, pode-se observar o formato característico de interferência ocasionada pela passagem da ferramenta.

Norton (2006) ainda enfatiza a necessidade de se utilizar modelos computacionais para previsão de temperaturas em distâncias próximas à linha de solda, algo que pode facilitar e ajudar no entendimento dos fatores termodinâmicos que ocorrem durante o FSW de um modo mais simples.

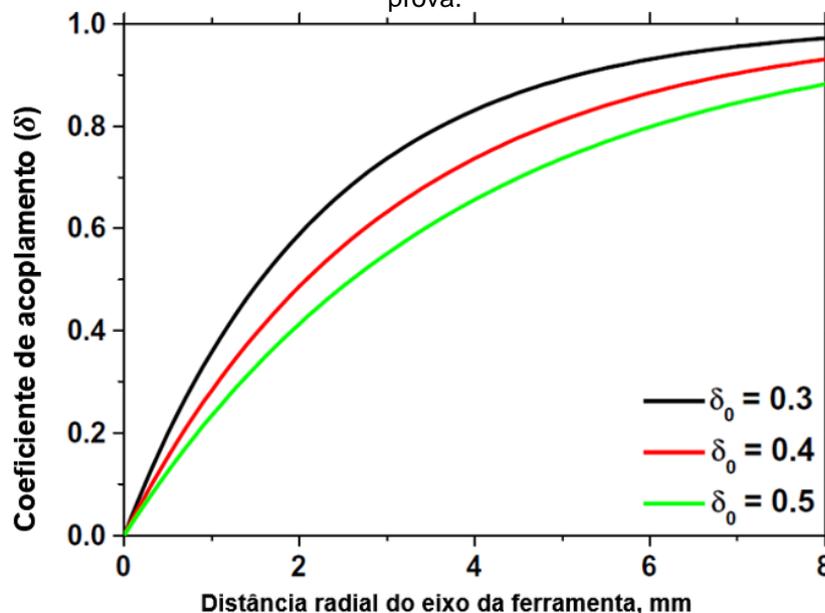
#### 4.1.3 Influência dos valores de coeficientes convectivos e de coeficientes de atrito utilizadas para a modelagem numérica.

Múltiplos trabalhos, tais como os de Khandkar, Khan & Reynolds (2003); Schmidt & Hattel (2008); Nandan, Debroy, & Bhadeshia (2008) têm creditado as diferenças entre as temperaturas obtidas de modo experimental e as obtidas numericamente devido à dificuldade de se encontrar um valor de coeficiente convectivo experimental categórico para a interface entre a peça de trabalho/placa de suporte. Esse fato faz com que as simulações numéricas ainda precisem ser

constantemente ajustadas de acordo com os valores de temperaturas de referências que foram registradas durante o experimento. Schmidt e Hattel (2008) concluíram que se pode obter uma concordância razoável com pequenos ajustes nos valores destes coeficientes. Entretanto, os mesmos autores concluíram que mais importante ainda é o fato de se ter uma correta modelagem de fonte de calor, sendo esta abordada de modo puramente ou parcialmente térmico.

Outros parâmetros termodinâmicos que podem conferir uma maior incerteza na obtenção dos resultados são o emprego de um coeficiente de atrito apropriado ( $\mu_f$ ) e a obtenção de um valor adequado para o coeficiente de acoplamento ( $\delta$ ). A variação dos valores do coeficiente de acoplamento em função da distância radial do eixo da ferramenta é apresentada na Figura 39. Aparentemente, este valor é bem variado, como é ilustrado pelos trabalhos de Cho *et al* (2013) e Nandan *et al* (2007), que utilizaram  $\delta_0 = 0,4$ . Avila *et al* (2018) utilizaram  $\delta = 0,7$ , entretanto Hoyos *et al* (2016) utilizaram o valor de 0,3. A utilização de valores desse coeficiente ainda parece bastante convencional, todavia variável, requerendo estudos mais dedicados ao emprego desta grandeza.

Figura 39 - Variação dos valores de  $\delta$  e em função da distância radial entre a ferramenta e o corpo de prova.



Fonte: Adaptado de Cho *et al* (2013).

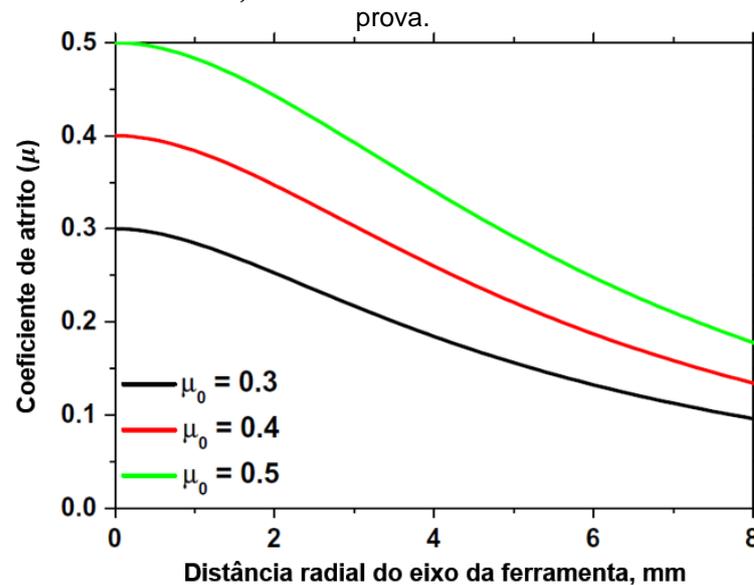
De acordo com Schmidt e Hattel (2005), quando a pressão axial  $\tau_{axial} = \tau_{contato}$  não é maior que a tensão de escoamento ao cisalhamento do material  $\tau_e$ , ou seja  $\tau_{contato} < \tau_e$ , o valor de  $\delta$  deve ser nulo. Este valor reside no fato de que para

materiais com elevadas tensões cisalhantes de escoamento ( $\sigma_e$ ), tais como em aços e ligas ferrosas, ligas de titânio, ligas de níquel, os mecanismos de geração de calor são preponderantemente friccionais. Por outro lado, as ligas de baixa tensões de escoamento (materiais mais dúcteis), como Al, Cu, Mg e Zn, os mecanismos de gerações de calor são mais viscoplásticos que nos materiais anteriores. O que se observa, de uma maneira geral, é que as temperaturas máximas são menores quando se aumentam os valores de  $\delta_0$ , enquanto que as taxas de resfriamento são maiores devido ao menor aporte térmico gerado com menores valores desse coeficiente.

O modelo apresentado neste trabalho reproduz de maneira mais fidedigna os mecanismos de geração de calor para o API 5L - X80, ao considerar o valor do coeficiente de acoplamento com valor nulo, uma vez que a fonte de calor é tratada como sendo originada a partir do atrito existente entre o corpo de prova e a ferramenta de soldagem.

Em relação ao coeficiente de atrito, Nandan, Debroy & Bhadeshia (2008) concluíram que na maioria das vezes a determinação deste valor de forma experimental se torna extremamente dificultosa para os materiais em questão por conta da montagem experimental para o FSW. A variação de  $\mu_f$  com relação a distância radial do centro da ferramenta pode ser encontrada na Figura 40. Novamente, não parece haver concordância com valores deste coeficiente (NANDAN, DEBROY e BHADESHIA, 2008). Entretanto, trabalhos anteriores e mais recentes adotaram 0,4 como valor deste coeficiente, similar a este trabalho (KHANDKAR, KHAN e REYNOLDS, 2003; AVILA *et al*, 2018). Entretanto, Hoyos *et al.* (2016) utilizaram  $\mu_f = 0,3$  e Cho *et al* (2013) optaram por utilizar o valor de  $\mu_0 = 0,4$  como fixo e variar o valor de  $\mu_f$  como função da temperatura e velocidade relativa entre a ferramenta e o corpo de prova.

Figura 40 - Variação dos valores de  $\mu_f$  em função da distância radial entre a ferramenta e o corpo de prova.



Fonte: Adaptado de Cho *et al* (2013)

Valores como os citados são convenções que necessitam serem adotadas para simplificar a modelagem numérica dos arranjos experimentais. Como Meyghani *et al* (2017) sugerem, há necessidade de se conduzir uma quantidade maior de estudos que sejam mais profundos em relacionar a dependência dos valores de ambos coeficientes citados com relação à temperatura do material no momento da soldagem. Os autores ainda destacam que encontrar, ou definir, o valor de  $\mu_f$  é ainda de maior importância, pois esta grandeza exerce grande influência nos valores de temperaturas máximas encontradas nas simulações numéricas, uma vez que a fonte de calor tem intensidade diretamente proporcional a este. Entretanto, a definição de valores precisos de coeficientes de atrito e coeficientes convectivos mostra-se como sendo de extrema complexidade, uma vez que estes valores dependem da interação coulombiana entre o corpo de prova e a ferramenta, que por sua vez dependem das condições ambientes e de temperatura.

Para os valores dos coeficientes convectivos, sabe-se que a mais apropriada determinação dos valores destes varia de modo mais predominante. Primeiramente, há opção de se modelar o processamento via FSW com a presença ou ausência dos apoios dos corpos de prova (“*backing plate*”). Khandkar, Khan & Reynolds (2003) obtiveram que um valor de coeficiente convectivo de  $1000 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$  torna-se razoável para se estimar as perdas térmicas de uma liga de alumínio AA 6061 quando não se utiliza um *backing plate*. Entretanto, os mesmos autores concluíram que quando um *backing plate* de aço inox era utilizado os valores de temperatura eram melhores

correlacionados e previstos se um coeficiente de  $5000 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$  fosse utilizado. O que nos leva ao segundo fato: a grande variedade de valores que podem ser utilizados e que estes coeficientes podem assumir. No atual trabalho, optou-se por não incluir o *backing plate* no modelo em CAD. Especificamente para o X-80, um valor de  $1000 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$  também foi utilizado por Avila *et al* (2018) para ilustrar as perdas de calor provenientes do lado inferior do corpo de prova. Santos, Idagawa & Ramirez (2014), trabalhando com aço inoxidável duplex S32205, utilizaram valores variados para estes coeficientes, sendo o coeficiente relativo à resistência térmica entre o *backing* e o corpo de prova  $h_{bw} = 750 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ , e ainda outro coeficiente entre a superfície inferior do *backing* e a mesa de apoio da central de FSW com um valor de  $2000 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ . Para Nandan, Debroy & Bhadeshia (2008) tais valores ainda podem variar entre 1000 a  $10000 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ , dependendo da configuração experimental de soldagem. É possível também trabalhar com valores menores que os apresentados acima. Utilizando um modelo puramente térmico, Cho *et al* (2013) trabalharam com valores de  $50 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$  entre as interfaces do corpo de prova e o apoio cerâmico, simulando ciclos térmicos para um aço inoxidável ferrítico 409, obtendo resultados de simulação bastante condizentes com resultados experimentais.

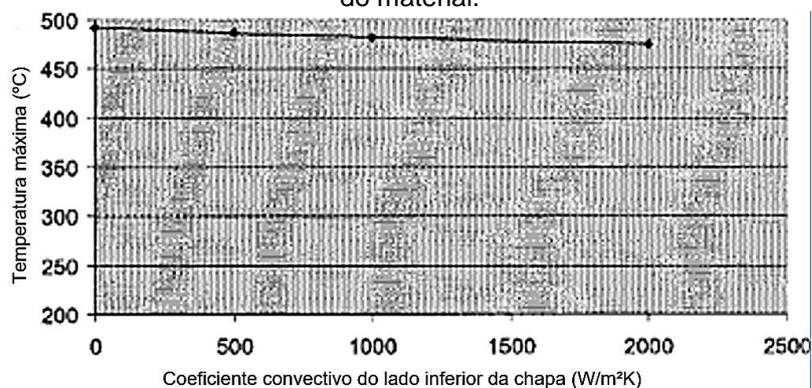
O uso da “placa de suporte” durante o procedimento de FSW pode permitir que a junta de solda X-80 seja mais isolada termicamente e suporte forças axiais mais altas (pressões axial), como observado por Khandkar, Khan & Reynolds (2003). Este fato auxilia na mistura do material ao longo da junta soldada, durante a soldagem e pode permitir a melhoria das propriedades mecânicas da junta através da microestrutura. A difusividade térmica do *backing* acaba sendo um fator crítico durante o modelamento numérico para o FSW, como mostrado por alguns trabalhos anteriores. Alguns trabalhos preveem a utilização de diferentes tipos de *backing* para a soldagem de diferentes materiais, exatamente pela diferença de condutividade e difusividade térmica entre o corpo de prova e o *backing* (CHOI *et al*, 2017; ZYBIN *et al*, 2018).

No modelo térmico atual, leva-se em conta a variação de coeficientes convectivos em função da pressão axial, sendo estes valores distintos para melhor adequação com os dados experimentais e referências já citadas. Em condições com maiores pressões normais, os valores de coeficientes convectivos do contato entre o *backing plate* e o corpo de prova são geralmente adotados entre 800 a  $5000 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$  (NANDAN, DEBROY e BHADESHIA, 2008). Valores na ordem de  $10^3$  a  $10^4 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$

foram testados e resultados condizentes com a literatura foram obtidos. De modo contrário, valores de 10 a  $10^2 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$  foram utilizados para as simulações com menores pressões axiais. A justificativa para diferentes valores de coeficientes convectivos se dá devido ao acoplamento do corpo de prova com o apoio cerâmico. Para maiores valores de pressão normal, espera-se que o material esteja mais unido ao backing, originando uma superfície inferior mais adiabática e, deste modo, retendo mais calor para o corpo de prova. Entretanto, a utilização de valores elevados de forças axiais pode danificar a ferramenta e prejudicar a soldagem.

A implementação de um modelo com coeficientes convectivos de valores obtidos experimentalmente se torna de fundamental importância, uma vez que estes determinam a taxa de resfriamento no interior e na superfície inferior do material, influenciando a microestrutura obtida após a soldagem. É interessante observar que, de acordo com a Figura 41, os valores máximos de temperaturas não são radicalmente alterados em função do coeficiente convectivo do backing plate.

Figura 41 - Gráfico de temperaturas máximas ao se variar o coeficiente de convecção no lado inferior do material.



Fonte: Khandkar, Khan & Reynolds (2003)

Uma explicação para isso é que as temperaturas mais elevadas são mais regularmente encontradas na superfície superior do material em contato com a ferramenta. Neste ponto, elevados valores de coeficientes convectivos não teriam efeito significativo em diminuir a temperatura pico de modo sensível e notável.

Outra consideração a ser feita é a espessura do corpo de prova. Para maiores espessuras, as alterações dos valores de temperaturas máximas simuladas não sofrem com mudanças significativa dos coeficientes devido à distância entre as superfícies superior (exposta à ferramenta) e inferior (em contato com o apoio) do material. Isso pode ser bastante crucial ao se adaptar modelos numéricos elaborados

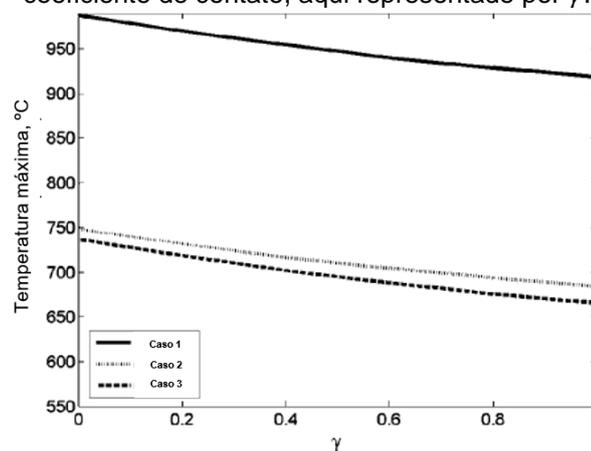
para um certo tipo de arranjo experimental e utilizados com outras características geométricas. Este fato oferece uma vantagem na economia de tempo de simulação e consideração, ao estabelecermos as condições de contorno para o modelo numérico em diferentes espessuras de corpo de prova.

Nas previsões de temperaturas mais próximas ao apoio cerâmico, estes valores diferentes de coeficientes convectivos tornam-se mais determinantes. Simar *et al* (2006) desenvolveram simulações através de um modelo que possuía a condutância da superfície inferior variada sob 3 condições diferentes, conforme abaixo e exposto na Figura 43:

- 1ª condição: adiabática, sem apoio cerâmico (menor valor de convecção);
- 2ª condição: contato perfeito entre toda a superfície inferior do corpo de prova e o apoio;
- 3ª condição: contato perfeito somente na região inferior à linha de solda que corresponde ao tamanho e à localização da pressão axial.

O gráfico da Figura 42 ilustra que para menores valores de coeficientes convectivos, os valores de temperatura máximas para regiões inferiores são maiores que nas outras simulações onde se considerou maiores valores destes coeficientes. Deste modo, é possível observar que uma subestimação dos valores destes fatores convectivos leva a uma superestimação nos valores de temperatura máximas para regiões mais próximas ao apoio cerâmico. De modo contrário, uma superestimação dos valores das perdas convectivas leva a uma subestimação das temperaturas de pico na região citada anteriormente.

Figura 42 - Temperaturas máximas para múltiplas condições de contato considerando o valor do coeficiente de contato, aqui representado por  $\gamma$ .



Fonte: Adaptado de Simar *et al* (2006)

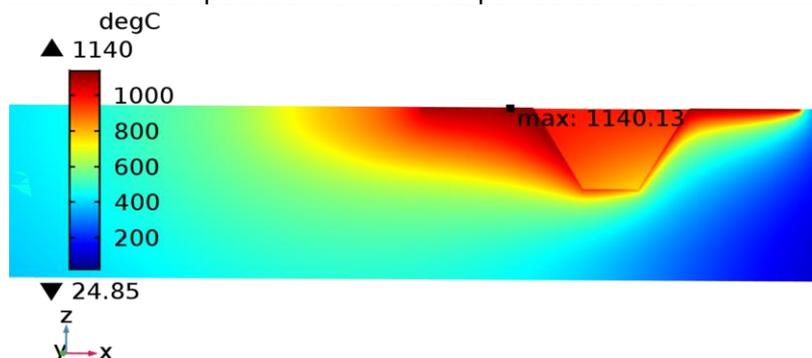
A confiabilidade de modelos numéricos pode ser aprimorada caso seja possível determinar os valores desses coeficientes, uma vez que uma quantidade significativa de trabalhos envolvendo a temática de simulação numérica obtiveram êxito em estabelecer importantes relações termodinâmicas existentes no FSW.

Simulações mais expressivas podem ser desenvolvidas se os valores de constantes físicas, tais como coeficiente de atrito e coeficientes convectivos forem determinados a partir de aquisições de extensos resultados experimentais, conduzidos em várias localizações na peça de trabalho.

#### 4.1.4 Influência dos valores de temperaturas estimados na metalurgia do material.

Novamente, para a junta de menor aporte térmico pode-se notar a presença de uma região na superfície com maiores temperaturas do que no resto do material processado, e a sua localização é registrada do lado anterior a ferramenta e contrário a direção de soldagem ilustrados, podendo ser visualizado na Figura 43.

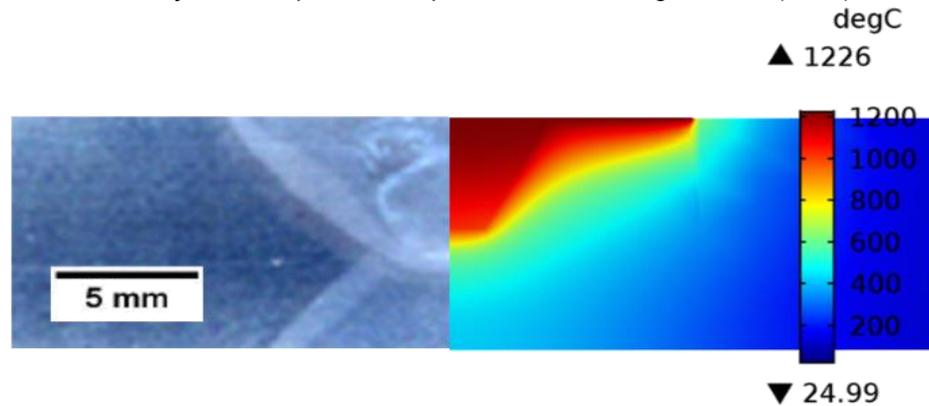
Figura 43 - Resultado de simulação de FSW considerando uma condição fria, evidenciando um ponto de temperatura máxima na superfície do material.



Fonte: O Autor, 2019

A Figura 44 apresenta uma sobreposição da condição simulada de maior aporte térmico e uma macrografia do X80, ressaltando a semelhança entre as zonas macrográficas e o perfil térmico. Observa-se uma boa concordância da região ocupada previamente pelo pino, caracterizando a zona misturada, bem como a extensão da zona termicamente afetada.

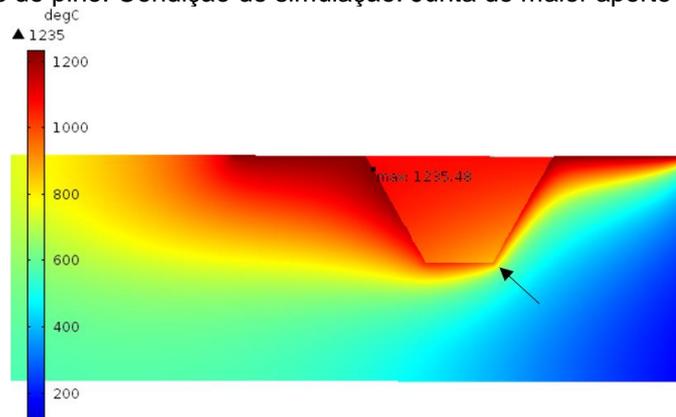
Figura 44 - Ilustração comparativa entre a macrografia do X80 e a ferramenta simulada, considerando a condição mais quente. Adaptada de Hermenegildo *et al* (2018).



Fonte: O Autor, 2019

Novamente, faz-se necessário evidenciar a modelagem puramente térmica como sendo a mais adequada quando se trata o pino como uma fonte de calor volumétrica. Um perfil volumétrico de fonte térmica, como o ilustrado na Figura 45, está relacionado à obtenção de menores temperaturas na superfície inferior do pino devido à pouca contribuição de escoamento plástico nas fronteiras mais inferiores e frontais nesta porção da ferramenta, evidenciando aspectos e considerações que são mais próximos às condições reais de arranjo experimental.

Figura 45 - Perfil de temperaturas do material ao se utilizar de uma fonte de calor volumétrica para as regiões do pino. Condição de simulação: Junta de maior aporte térmico.

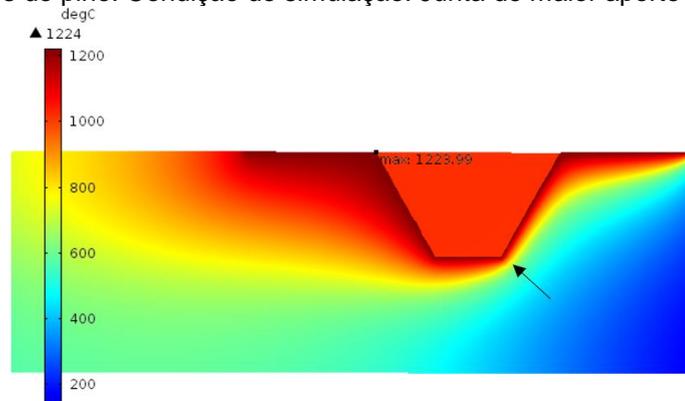


Fonte: O Autor, 2019.

Portanto, para o atual trabalho, o efeito de se utilizar uma fonte térmica volumétrica nas regiões do pino é justamente para que haja uma compensação térmica do calor gerado por dissipação viscosa, sem que necessariamente utilizássemos mais condições de contorno ou de estimativas de valores experimentais (SCHMIDT e HATTEL, 2005). Obtendo, portanto, perfis térmicos diferentes daqueles

que consideram o pino como uma fonte de calor superficial, como ilustrado na Figura 46.

Figura 46 - Perfil de temperaturas do material ao se utilizar de uma fonte de calor superficial para as regiões do pino. Condição de simulação: Junta de maior aporte térmico.



Fonte: O Autor, 2019.

Como visto de forma comparativa das Figuras 45 e 46, a escolha de uma fonte volumétrica para a região inferior da ferramenta faz com que a distribuição de temperaturas simuladas se torne mais gradual e mais natural, sendo mais semelhante ao processamento experimental relatados em trabalhos anteriores (SCHMIDT e HATTEL, 2005, 2008; NANDAN *et al*, 2007; CHO *et al*, 2013).

A modelagem numérica do fluxo de material plástico pode auxiliar no desenvolvimento e otimização de ferramentas que proporcionem uma melhor soldabilidade para cada material. A partir da modelagem computacional do fluxo de material, informações como velocidade periférica, taxa de deformação, viscosidade e temperatura podem fornecer informações para o projeto de ferramentas com diferentes formatos.

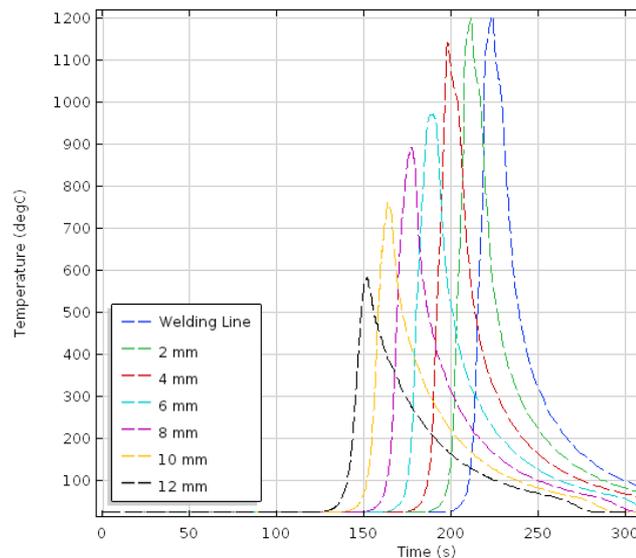
Porém, a utilização da modelagem do fluxo de material viscoso visando a obtenção de otimização de previsões de microestruturas não aparenta ter aplicações práticas para materiais que geram calor na junta predominantemente por atrito (NANDAN, DEBROY e BHADESHIA, 2008).

Deste modo, podemos observar que o emprego de simulações numéricas essencialmente térmicas, para o X80 pode resultar na obtenção de resultados de um modo mais rápido, direto e intuitivo. Trabalhos anteriores preveem que o ganho operacional seja de até 30%, em relação as estimativas numéricas por modelagem CFD (SCHMIDT e HATTEL, 2008)

De fato, os resultados da modelagem computacional sugerem que virtualmente há pouca diferença entre as condições simuladas com o modelo puramente térmico e

as simuladas com o modelo em CFD. Entretanto, há algumas sutilezas que são notáveis entre as simulações, as quais são abordadas em seções posteriores deste trabalho. Na Figura 47 consta um exemplo de ciclo térmico, gerado a partir do modelo CFD também desenvolvido neste trabalho.

Figura 47 - História térmica de uma simulação CFD de soldagem por atrito nas juntas de X80 -condição de menor aporte térmico.



Fonte: O Autor, 2019.

Comparativamente, utilizando-se a modelagem CFD, observam-se temperaturas previstas maiores em regiões mais próximas à linha central. Uma explicação para este fato é que há uma contribuição adicional de calor relativa ao escoamento viscoso para o aumento de temperatura, quando comparado somente as condições de simulação do modelo MPT. A Tabela 9 ilustra os valores de temperatura prevista para cada um dos termopares “numéricos”.

Tabela 9 - Temperaturas simuladas utilizando a abordagem CFD. para distâncias próximas à linha de soldagem.

| Condição de soldagem  | Modelo utilizado | 0 mm      | 2 mm      | 4 mm      |
|-----------------------|------------------|-----------|-----------|-----------|
| Maior aporte simulada | CFD              | 1230 °C / | 1220 °C / | 1180 °C / |
|                       | MPT              | 1222 °C   | 1215 °C   | 1159 °C   |
| Menor aporte simulada | CFD              | 1124 °C / | 1116 °C / | 1047 °C / |
|                       | MPT              | 1114 °C   | 1106 °C   | 1041 °C   |

Fonte: O Autor, 2019.

Ao verificar isso, é possível observar que as temperaturas máximas obtidas não são tão diferentes do modelo puramente térmico feito anteriormente. Uma razão disso acontecer é devido à baixa dissipação viscosa do material ao ser processado. Esta

baixa dissipação viscosa é influenciada pelo escoamento viscoplástico do material ao redor do pino. Essa premissa está conectada ao fato de que vários trabalhos estimam que a contribuição de calor relacionado ao escoamento viscoso originado na soldagem em aços não contribui significativamente para a obtenção de maiores perfis de temperaturas na soldagem deste material.

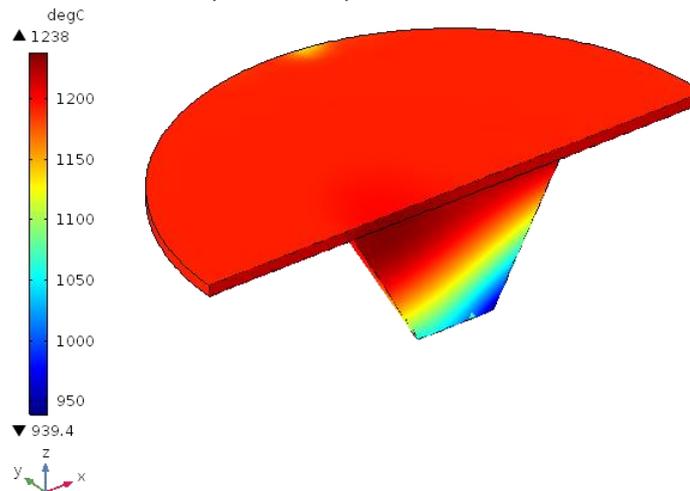
## **4.2 Distribuição de temperaturas na ferramenta**

A simulação numérica permitiu ainda verificar os valores de temperaturas estimadas em diferentes regiões da ferramenta, em múltiplas condições de aporte térmico. A análise da distribuição de temperaturas na ferramenta ajuda a prever a estabilidade térmica desta. Através da sua distribuição de temperatura, focou-se em isolar o pino e uma parte do ombro para um estudo mais detalhado das interações do material com a ferramenta durante a soldagem.

### **4.2.1 Temperaturas máximas e mínimas e suas respectivas localizações na ferramenta.**

Na Figura 48 e Figura 49, pode-se observar que as regiões onde se localizam as isotermas de maior temperatura estão localizadas no lado anterior à ferramenta, de sentido contrário à direção de soldagem. Este resultado está de acordo com trabalhos anteriores por Schmidt & Hattel (2005) e, mais recentemente, por Dialami, Cervera & Chiumenti (2019), nos quais as maiores temperaturas encontradas na ferramenta estão localizadas em regiões anteriores à movimentação da ferramenta, coincidindo assim com a localização de máxima temperatura na ferramenta. Por sua vez, as temperaturas mais frias estão localizadas em regiões posteriores a ferramenta, coincidindo com a localização de material mais frio.

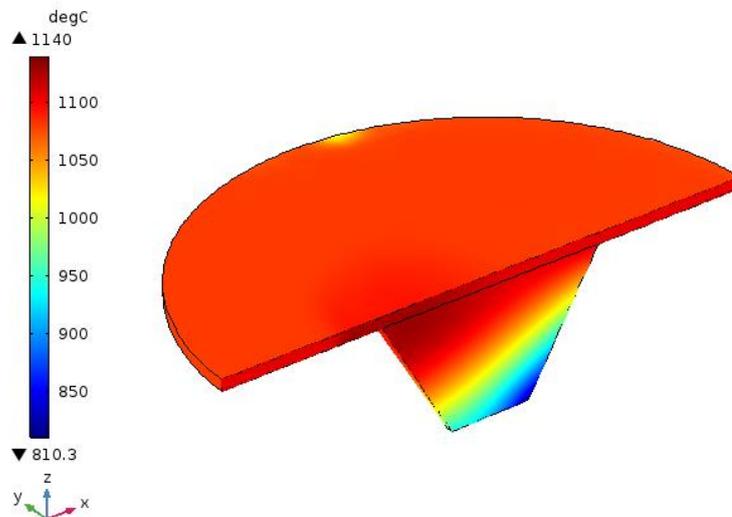
Figura 48 - Distribuição de temperaturas superficiais da ferramenta, considerando a condição mais quente de aporte térmico.



Fonte: O Autor, 2019

A explicação disso acontecer pode ser dada de forma similar àquela dada para a porção de material processado.

Figura 49 - Distribuição de temperaturas superficiais da ferramenta, considerando a condição mais quente de aporte térmico.



Fonte: O Autor, 2019

As regiões da ferramenta que estão em temperatura mais elevada tendem ao equilíbrio térmico com o material processado ao longo da soldagem. Uma razão disso é a elevada diferença entre os coeficientes de condutividade térmica de ambos materiais, tanto PCBN quanto o X80. Múltiplos trabalhos confirmam experimentalmente que de acordo com a Equação 20, à aproximadamente 1270 °C, o fluxo estimado de calor transmitido para o material é de somente 43% (SONG e

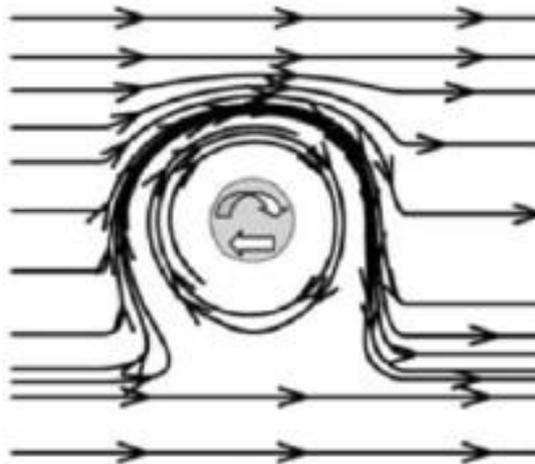
KOVACEVIC, 2003; SCHMIDT e HATTEL, 2005, 2008; COLEGROVE e SHERCLIFF, 2005; NANDAN, ROY e DEBROY, 2006; NANDAN *et al*, 2007; NANDAN, DEBROY e BHADESHIA, 2008; ÇAM, 2011; CHO *et al*, 2013; ZYBIN *et al*, 2018; MEHDI e MISHRA, 2019). Algo que originaria uma retenção de calor para a ferramenta. Deste modo, um modelo computacional bem ajustado e parametrizado, assim como o deste trabalho, seria extremamente útil na previsão de temperaturas e condições críticas para o desempenho e manutenção da ferramenta. A Figura 49 é resultado da distribuição superficial de temperaturas para a condição mais quente simulada. Verifica-se que, a partir do equilíbrio térmico as temperaturas encontradas na ferramenta são ainda superiores às encontradas na superfície do material. Isso também pode ser justificado pela Equação 20, salientando que há uma retenção de calor para a ferramenta durante a soldagem.

Em trabalhos anteriores, tal como o de Dialami, Cervera & Chiumenti (2019) e Çam (2017), pode-se constatar que a inclinação do pino possui um efeito significativo na geração de calor. Para aumentar a potencialidade de mistura de materiais, durante a soldagem de ligas não ferrosas, a ferramenta pode ser inserida no material com um ângulo de inclinação, que varia entre 1° a 5°C. Essa variação de inclinação aumenta o fluxo de material ao redor da ferramenta, elevando a contribuição de calor pela dissipação viscosa do material. Isso faz com que haja uma redistribuição de calor na junta soldada, pois a angulação altera a área de contato da ferramenta com o corpo de prova. Portanto esta variável, exerce efeito na distribuição de temperaturas e no fluxo de material durante a soldagem. Entretanto, nas juntas de FSW de aços com baixo teor de carbono, e neste trabalho especialmente para o X80. não há a necessidade de tal inclinação devido a grande contribuição de calor oriundo do mecanismo de geração por atrito, sendo o ombro a principal característica geométrica da ferramenta responsável pela geração de calor. Se alterarmos este valor de inclinação, o mecanismo de geração de calor por atrito não será suficientemente grande para promover o aquecimento do material, nem tampouco será significativa a contribuição de calor viscosa do material. Logo, defeitos ligados a vazios, poros e inclusões (oriundas da ferramenta), bem como a fratura e conseqüente inutilização da ferramenta podem se fazer presente ao final da soldagem. Deste modo, podemos concluir que uma ferramenta inserida com 0° de inclinação em relação ao seu eixo axial promove um máximo rendimento térmico para o FSW de materiais ferrosos com baixo teor de carbono.

A modelagem numérica do processo de FSW se faz útil ainda para prever a distribuição de temperaturas na ferramenta devido à dificuldade de se medir propriamente a temperatura da ferramenta no momento da soldagem. Em muitos equipamentos de FSW o registro de temperaturas da ferramenta é feito via termopar acoplado à estrutura do ombro. Esta configuração de acoplamento, entretanto, não consegue registrar de forma exata e simultânea a temperatura da ferramenta durante a soldagem, devido às interferências de contato que existem entre o material e o corpo de prova.

O MPT foi utilizado para simular as distribuições de temperatura superficiais e internas da ferramenta. Estima-se que essa distribuição de temperaturas na porção lateral do pino, podendo ser observada na Figura 49, seja ocasionada pelo fluxo de material que passa por essa região, durante a soldagem. No lado de avanço, o fluxo de material é mais intenso do que no lado de retrocesso da ferramenta no momento do processamento. Entretanto, a transferência (escoamento) de material ocorre mais em direção ao lado de retrocesso do que para o lado de avanço, gerando, por vezes, uma reversibilidade de fluxo no lado de avanço, formando/originando uma zona de estagnação (fluxo estagnado), ilustrado na Figura 50, em regiões inferiores da ZM próximas à ferramenta (CUI *et al*, 2018).

Figura 50 - Linhas de fluxo de material no plano superficial da soldagem, destacando a zona de estagnação.

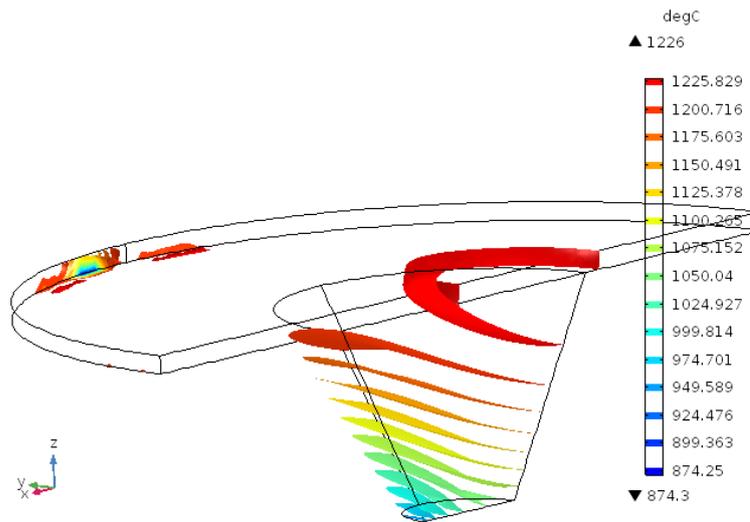


Fonte: Adaptado de Nandan *et al* (2007)

É possível demonstrar isso através do desalinhamento e deslocamento de marcadores metálicos que podem ser incluídos em regiões próximas às linhas de centro (LIU e NELSON, 2016)

A Figura 51 mostra porções do ombro da ferramenta que estão a 870°C, salientando que a porção mais periférica do ombro ao lado direito, está em contato com o material mais frio e, por isso, há uma região de temperaturas mais fria em porções da ferramenta onde não se esperavam.

Figura 51 - Distribuição das isotermas na ferramenta, considerando a condição mais quente. Vista inferior / traseira.



Fonte: O Autor, 2019

### 4.3 Aquisição de temperaturas no modelo CFD

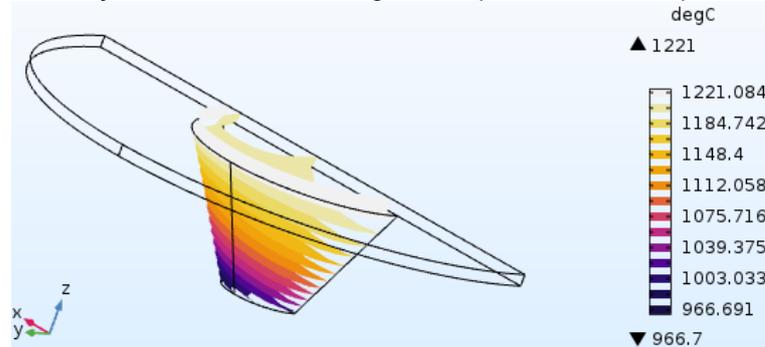
Enquanto a abordagem térmica trata diretamente da influência dos aspectos friccionais durante o FSW, a abordagem fluidodinâmica trata de questões mais voltadas para a dissipação de energia por viscosidade do material e sua consequente taxa de deformação durante o processo de soldagem.

Nas Figuras 52 e 53 a seguir, pode-se observar a diferença de temperaturas máximas obtidas para o modelo CFD, em ambas condições de aporte térmico (quente e frio). É possível notar que o modelo CFD prevê uma temperatura superficial ligeiramente maior comparado ao modelo puramente térmico. Isto acontece devido a contribuição de dissipação viscosa presente, a qual acrescenta um termo de geração de calor para a junta soldada.

O modelo CFD pode ser utilizado para a previsão de velocidades e viscosidade do material simulado. Adicionalmente, este modelo ainda pode ser utilizado para a visualização do escoamento de material ao redor da ferramenta e das temperaturas na ferramenta, como mostrado na Figura 52, auxiliando na compreensão da localização das falhas de fluxo e retenções de material. As diferenças representadas

na Figura 52 e na Figura 53 são devidas as particularidades entre as fontes de dissipação viscosas e constantes de viscosidades do material.

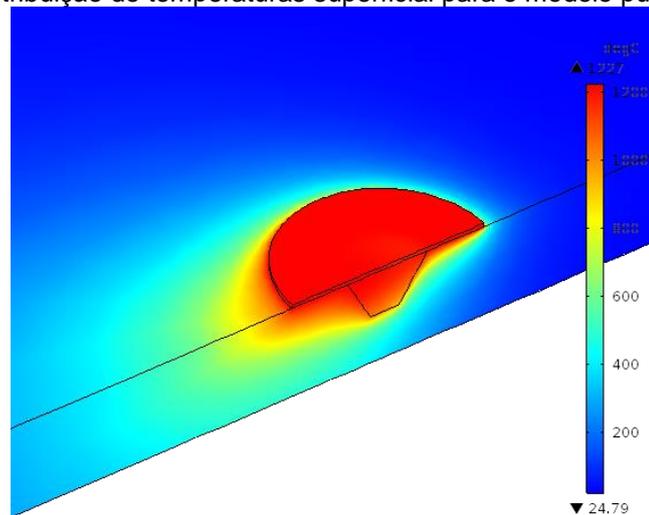
Figura 52 - Distribuição de isotermas na regiões do pino e do ombro para o modelo CFD.



Fonte: O Autor, 2019

Entretanto, pode-se visualizar que a distribuição de temperaturas na ferramenta para o modelo CFD, na Figura 52, é diferente daquela registrada anteriormente na Figura 49, fazendo com que as isotermas se concentrem mais ao redor do pino. Uma explicação para esta diferença provém da contribuição térmica ligada à viscosidade do material, fazendo com que a contribuição térmica adicional dada pelo fluxo de material se concentre mais na parte da ferramenta que mais efetivamente mistura o material.

Figura 53 - Distribuição de temperaturas superficial para o modelo puramente térmico



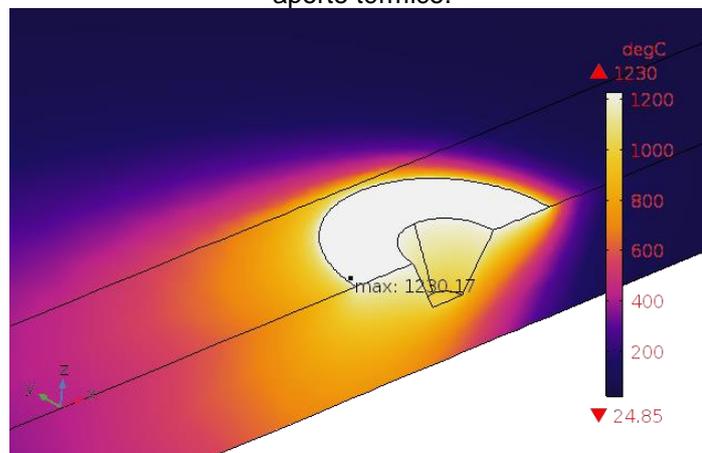
Fonte: O Autor, 2019

Identifica-se um pequeno aumento de temperatura máxima entre os resultados do MPT (1235 °C) e o modelo CFD (1238 °C). Entretanto, tal diferença é de somente 0,244%. Enfatiza-se então mais uma vez o caráter mais friccional do que viscoso para este material, durante o processamento FSW, uma vez que não há diferenças

significativas de previsão de temperaturas utilizando modelos numéricos com abordagens diferentes.

Na Figura 54, pode-se visualizar a distribuição de temperaturas superficiais simuladas para a condição mais quente. Para esta condição, observa-se também um ponto de maior temperatura superficial, o qual está localizado na parte do corpo de prova previsto por trabalhos anteriores (COLEGROVE *et al*, 2000; NANDAN *et al*, 2006, 2007; SCHMIDT e HATTEL, 2008; MATSUSHITA *et al*, 2012).

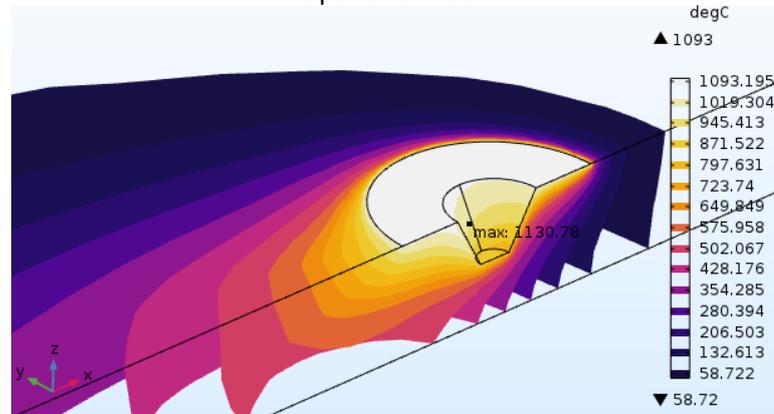
Figura 54 - Distribuição de temperaturas superficiais para o modelo CFD - condição de junta de maior aporte térmico.



Fonte: O Autor, 2019

Adicionalmente, a distribuição das isotermas mostradas na Figura 55 para a simulação CFD da junta com menor aporte estão em acordo com os trabalhos já citados (NANDAN *et al*, 2007; NANDAN, LIENERT e DEBROY, 2008; DIALAMI, CERVERA e CHIUMENTI, 2019; MEHDI e MISHRA, 2019). Todavia, o ponto de maior temperatura superficial parece ter sido deslocado para dentro da cavidade de inserção do pino, mesmo permanecendo na linha de central da junta. Uma interpretação para isso é devido a concentração de fluxo térmico proveniente da contribuição viscosa, contribuindo para que a contribuição de fluxo de material leve a um deslocamento do ponto de maior temperatura a se deslocar para regiões mais próximas ao pino da ferramenta. Poderíamos admitir que este deslocamento será tão próximo ao pino quanto maior for a contribuição de dissipação viscosa do material processado via FSW.

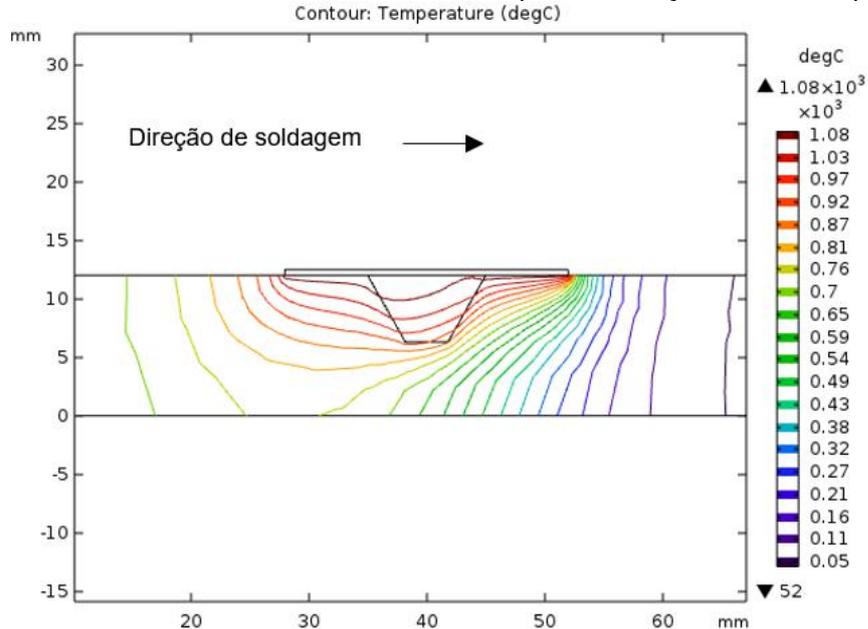
Figura 55 - Distribuição de isotermas para a simulação CFD considerando uma condição de menor aporte térmico.



Fonte: O autor, 2019

Na Figura 56 pode-se notar que o perfil de temperatura se redistribuiu para uma configuração de menores temperaturas em algumas porções inferiores na frente do pino. Essa distribuição se deve à viscosidade do fluido que é elevada na parte frontal da ferramenta, originando assim uma região com pouca deformação e, conseqüentemente, pouca contribuição de dissipação viscosa.

Figura 56 - Perfil de simetria isotérmico no modelo CFD para a condição de menor aporte térmico.

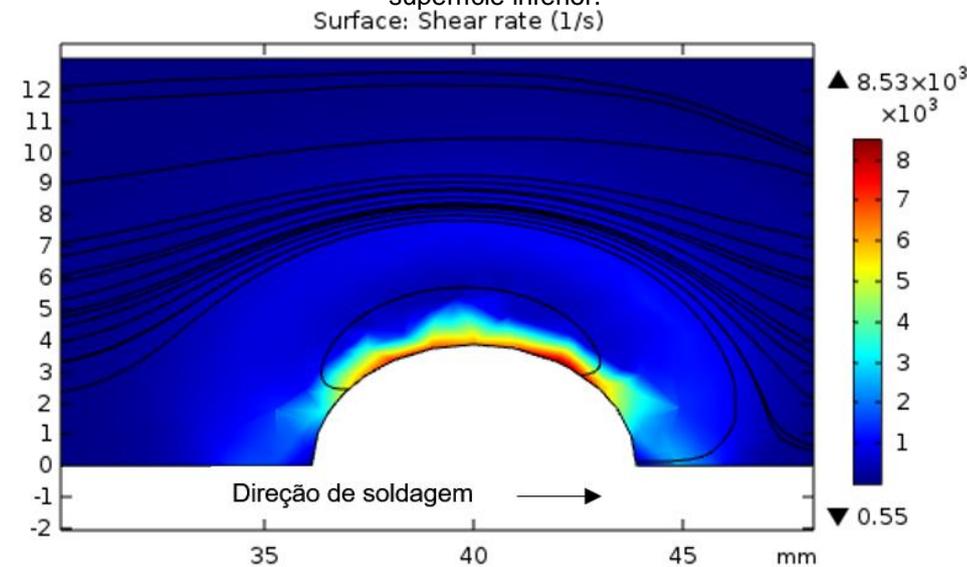


Fonte: O autor, 2019.

Como pode-se observar na Figura 57, o modelo CFD tem a potencialidade de se estimar as taxas de deformação do material que escoam ao redor da ferramenta. Entretanto, tal modelo se torna mais computacionalmente dispendioso devido à inserção do módulo de mecânica dos fluidos, requerendo cálculos computacionais

extras para solucionar as equações de continuidade de fluxo. Até o presente momento, o modelo levava cerca de 18 minutos e 25 segundos contrastando com os 2 minutos do modelo puramente térmico.

Figura 57 - Vista superior do processo de soldagem. Taxa de deformação em um plano a 10 mm da superfície inferior.

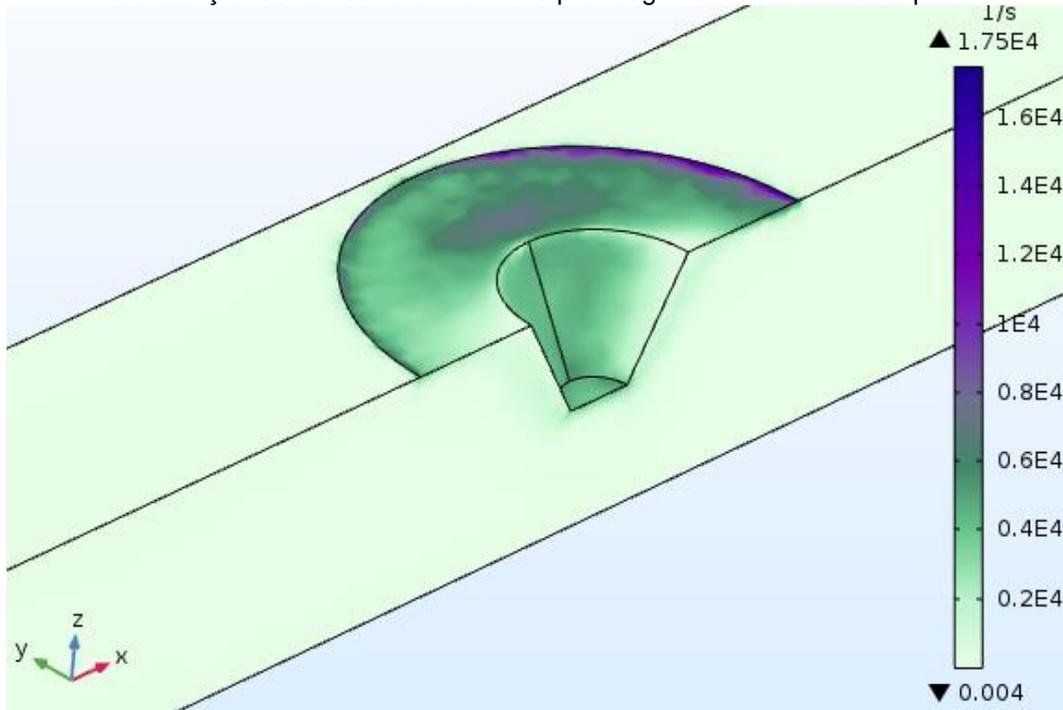


Fonte: O autor, 2019

Valores de taxa de deformação encontrados para este material estão de acordo com os relatados na literatura especializada. Trabalhos como o de Fairchild *et al* (2009) e o de Colegrove (2005) previram que os valores de taxas de deformação se encontravam entre  $10^4$  e  $10^3$  em regiões mais próximas e periféricas da ferramenta.

A Figura 58 ilustra a taxa de deformação superficial do material para localizações ao redor do pino. Pode-se observar que as porções do material mais sujeitas à deformação são justamente as regiões mais frontais da ferramenta, nas quais os maiores valores de taxa de deformação estão localizadas no contato inicial entre a ferramenta e o material. Paralelamente, segundo ainda Fairchild *et al* (2009), o lado de avanço da ferramenta é mais susceptível à formação de defeitos em comparação com outras regiões do cordão. As velocidades de soldagem também influenciam no campo de velocidades relativas de material ao redor da ferramenta. Mudanças nas taxas de viscosidade e taxas de deformação geram a assimetria entre o lado de avanço e o lado de retrocesso, afetando os mecanismos de geração de calor.

Figura 58 - Taxa de deformação para seções superficiais do material. Os maiores valores de deformação efetiva estão localizados para regiões mais à frente do pino.



Fonte: O autor, 2019

Apesar da vantagem de obtenção de curvas de fluxo e velocidade de material na utilização deste modelo, os modelos CFD ainda necessitam de dados experimentais que são difíceis de se estimar.

Estes resultados confirmam o potencial deste trabalho para estimar temperaturas e analisar condições de soldagem que são críticas para o desempenho mecânico das juntas processadas por FSW. Como consequência, o modelo puramente térmico pode ser utilizado para analisar condições dentro da janela de processos de soldagem

## 5 CONCLUSÃO

- O trabalho propõe modelos numéricos visando a obtenção de temperaturas picos, ciclos térmicos e taxas de resfriamento e repartição térmica para condições de soldagem multivariáveis das juntas soldadas do aço API 5L-X80 via FSW.
- Apesar da dificuldade de encontrar valores precisos para os coeficientes convectivos, coeficientes de atrito e constantes experimentais, o modelo térmico apresentou concordância consistente com os valores experimentais de temperatura e com as temperaturas máximas previstas para as proximidades da linha de solda.
- O modelo puramente térmico do X80 apresenta-se como uma alternativa viável à modelagem dinâmica de fluido computacional e de mecânica dos sólidos, visto que as simplificações e considerações de simetria do modelo atual contribui para que haja um processamento computacional mais breve sem que haja perda de informações e/ou respostas relevantes da integridade do material durante o processamento.
- A modelagem de dinâmica de fluido computacional também ofereceu dados relevantes ao estudo das condições de soldagem do material. Entretanto, tal abordagem se mostra mais adequada ao estudo de fatores ligados ao fluxo de material ao redor da ferramenta, tais como campo de velocidades do material, viscosidade e taxa de deformação do material.
- A simulação permitiu a previsão de temperaturas em regiões as quais a ferramenta interferiu na aquisição de temperatura, exibindo o formato característico de interferência de aquisição de temperatura.
- O modelo também se mostrou ser uma abordagem rápida e direta para estudar e compreender os fenômenos térmicos ocorridos no FSW do API 5L-X80.
- Melhor compreensão dos ciclos térmicos do processamento FSW e sua associação com as propriedades mecânicas do material.
- Todavia, para as posições mais afastadas da linha de soldagem houveram discrepâncias de valores de temperaturas obtidos. Isto pode ser explicado pelas diferenças de contato - entre porções da ferramenta e o corpo de prova - nas simulações e no arranjo experimental.

## 6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Elaboração de um modelo com abordagem de mecânica dos sólidos para avaliação e estudo de tensão residual nos corpos de prova.
- Estudo e avaliação do desgaste e distribuição de calor, e sua consequente influência no desgaste, na ferramenta de FSW.
- Aplicação do modelo em outras ligas ferrosas e posterior comparação e consequente validação de um modelo para múltiplos materiais.
- Utilizar a junção de um modelo único para tratar de tensões residuais, fluxo de material e temperatura durante o FSW do X80.
- Utilização de um modelo com abordagem dinâmica de fluido computacional, utilizando uma geometria sem condição de simetria, para previsão de microestruturas do X80 a partir de diferentes parâmetros.
- Um modelo de acoplamento que trata simultaneamente contribuições complementares de cisalhamento e fricção, oferecendo uma abordagem computacional completa para o processamento de soldas API 5L-X80 via FSW.

## REFERÊNCIAS

- ABBASI, M.; NELSON, T. W.; SORENSEN, C. D. Transformation and Deformation Texture Study in Friction Stir Processed API X80 Pipeline Steel. **Metallurgical and Materials Transactions A**, v. 43, n. 13, p. 4940–4946, 1 dez. 2012.
- ABBASI, M.; NELSON, T. W.; SORENSEN, C. D. Analysis of variant selection in friction-stir-processed high-strength low-alloy steels. **Journal of Applied Crystallography**, v. 46, n. 3, p. 716–725, 1 jun. 2013.
- AGELET DE SARACIBAR, C. Challenges to Be Tackled in the Computational Modeling and Numerical Simulation of FSW Processes. **Metals**, v. 9, n. 5, p. 573, maio 2019.
- ALBUQUERQUE, S. F.; SILVA, R. DE S.; MACIEL, T. M.; ALMEIDA, D. M.; BRACARENSE, A. Q. Estudo do comportamento do aço API 5L X80 quando submetido à soldagem por processo automatizado. **Soldagem & Inspeção**, v. 17, n. 2, p. 137–146, jun. 2012.
- AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API Specification 5L, 45th Edition** API Publishing Services, , 2012.
- ANTONINO, T. DE S.; GUIMARÃES, P. B.; ALÉCIO, R. DE A.; YADAVA, Y. P.; FERREIRA, R. A. S. Measurements of the Thermophysical Properties of the API 5L X80. **Materials Sciences and Applications**, v. 5, n. 8, p. 617–627, 20 jun. 2014.
- ASADI, P.; MAHDAVINEJAD, R. A.; TUTUNCHILAR, S. Simulation and experimental investigation of FSP of AZ91 magnesium alloy. **Materials Science and Engineering: A**, v. 528, n. 21, p. 6469–6477, ago. 2011.
- AVILA, J. A.; GIORJAO, R. A. R.; RODRIGUEZ, J.; FONSECA, E. B.; RAMIREZ, A. J. Modeling of thermal cycles and microstructural analysis of pipeline steels processed by friction stir processing. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 98, n. 9–12, p. 2611–2618, out. 2018.
- AVILA, J. A.; RODRIGUEZ, J.; MEI, P. R.; RAMIREZ, A. J. Microstructure and fracture toughness of multipass friction stir welded joints of API-5L-X80 steel plates. **Materials Science and Engineering: A**, v. 673, p. 257–265, set. 2016.
- ÁVILA, J. A.; RUCHERT, C. O. F. T.; MEI, P. R.; MARINHO, R. R.; PAES, M. T. P.; RAMIREZ, A. J. Fracture toughness assessment at different temperatures and regions within a friction stirred API 5L X80 steel welded plates. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 147, p. 176–186, out. 2015.
- AVILA, J.; ESCOBAR, J.; CUNHA, B.; MAGALHÃES, W.; MEI, P.; RODRIGUEZ, J.; PINTO, H.; RAMIREZ, A. Physical simulation as a tool to understand friction stir

processed X80 pipeline steel plate complex microstructures. **Journal of Materials Research and Technology**, v. 8, n. 1, p. 1379–1388, 1 jan. 2019.

AYDIN, H.; NELSON, T. W. Microstructure and mechanical properties of hard zone in friction stir welded X80 pipeline steel relative to different heat input. **Materials Science and Engineering: A**, v. 586, p. 313–322, 2013.

AYER, R.; JIN, H. W.; MUELLER, R. R.; LING, S.; FORD, S. Interface structure in a Fe–Ni friction stir welded joint. **Scripta Materialia**, v. 53, n. 12, p. 1383–1387, dez. 2005.

BAI, Y. **Pipelines and Risers**. Burlington: Elsevier, 2001.

BAI, Y.; BAI, Q. **Subsea pipelines and risers**. Norwich, NY: Knovel, 2007.

BANERJEE, K.; MILITZER, M.; PEREZ, M.; WANG, X. Nonisothermal Austenite Grain Growth Kinetics in a Microalloyed X80 Linepipe Steel. **Metallurgical and Materials Transactions A**, v. 41, n. 12, p. 3161–3172, dez. 2010.

BARNES, S. J.; STEUWER, A.; MAHAWISH, S.; JOHNSON, R.; WITHERS, P. J. Residual strains and microstructure development in single and sequential double sided friction stir welds in RQT-701 steel. **Materials Science and Engineering: A**, v. 492, n. 1–2, p. 35–44, set. 2008.

BHADESHIA, H. K. D. H. **Bainite in steels: transformations, microstructure and properties**. 2. ed ed. London: IOM Communications, 2001.

BHADESHIA, H. K. D. H.; DEBROY, T. Critical assessment: friction stir welding of steels. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 14, n. 3, p. 193–196, abr. 2009.

BHADESHIA, H. K. D. H.; HONEYCOMBE, R. W. K. **Steels: microstructure and properties**. 3rd ed ed. Amsterdam ; Boston: Elsevier, Butterworth-Heinemann, 2006.

BOTT, I. DE S.; DE SOUZA, L. F. G.; TEIXEIRA, J. C. G.; RIOS, P. R. High-strength steel development for pipelines: A brazilian perspective. **Metallurgical and Materials Transactions A**, v. 36, n. 2, p. 443–454, 1 fev. 2005.

BOUKRAA, M.; LEBAL, N.; MATAOUI, A.; SETTAR, A.; AISSANI, M.; TALA-IGHIL, N. Friction stir welding process improvement through coupling an optimization procedure and three-dimensional transient heat transfer numerical analysis. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 34, p. 566–578, ago. 2018.

BUFFA, G.; FRATINI, L. Friction stir welding of steels: process design through continuum based FEM model. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 14, n. 3, p. 239–246, abr. 2009.

ÇAM, G. Friction stir welded structural materials: beyond Al-alloys. **International Materials Reviews**, v. 56, n. 1, p. 1–48, jan. 2011.

ÇAM, G.; İPEKOĞLU, G.; KÜÇÜKÖMEROĞLU, T.; AKTARER, S. M. Applicability of Friction Stir Welding to steels. **Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering**, v. Vol. 80, n. nr 2, 2017.

CARSLAW, H. S.; JAEGER, J. C. Conduction of heat in solids. **Oxford: Clarendon Press, 1959, 2nd ed.**, 1959.

CHAO, Y. J.; QI, X. Thermal and thermo-mechanical modeling of friction stir welding of aluminum alloy 6061-T6. **Journal of materials processing and manufacturing science**, v. 7, p. 215–233, 1998.

CHAO, Y. J.; QI, X.; TANG, W. Heat Transfer in Friction Stir Welding—Experimental and Numerical Studies. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 125, n. 1, p. 138, 2003.

CHEN, Y. C.; FUJII, H.; TSUMURA, T.; KITAGAWA, Y.; NAKATA, K.; IKEUCHI, K.; MATSUBAYASHI, K.; MICHISHITA, Y.; FUJIYA, Y.; KATOH, J. Friction stir processing of 316L stainless steel plate. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 14, n. 3, p. 197–201, abr. 2009.

CHEN, Z.; ZHANG, J.; YU, L.; HUANG, G. Experimental research on the effect of induction reheating on the microstructure and mechanical properties of hot-rolled low-alloy steel plate. **Materials Research**, v. 17, n. 6, p. 1601–1609, dez. 2014.

CHO, H.-H.; HONG, S.-T.; ROH, J.-H.; CHOI, H.-S.; KANG, S. H.; STEEL, R. J.; HAN, H. N. Three-dimensional numerical and experimental investigation on friction stir welding processes of ferritic stainless steel. **Acta Materialia**, v. 61, n. 7, p. 2649–2661, abr. 2013.

CHOI, D.-H.; LEE, C.-Y.; AHN, B.-W.; CHOI, J.-H.; YEON, Y.-M.; SONG, K.; HONG, S.-G.; LEE, W.-B.; KANG, K.-B.; JUNG, S.-B. Hybrid Friction Stir Welding of High-carbon Steel. **Journal of Materials Science & Technology**, v. 27, n. 2, p. 127–130, 1 fev. 2011.

CHOI, W. J.; MORROW, J. D.; PFEFFERKORN, F. E.; ZINN, M. R. The Effects of Welding Parameters and Backing Plate Diffusivity on Energy Consumption in Friction Stir Welding. **Procedia Manufacturing**, v. 10, p. 382–391, 2017.

COCHRANE, R. C. Phase transformations in microalloyed high strength low alloy (HSLA) steels. *In: Phase transformations in steels*. [s.l.] Elsevier, 2012. p. 153–212.

COLEGROVE, P. A.; SHERCLIFF, H. R. 3-Dimensional CFD modelling of flow round a threaded friction stir welding tool profile. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 169, n. 2, p. 320–327, 10 nov. 2005.

COLEGROVE, P.; PAINTER, M.; GRAHAM, D.; MILLER, T. **3-dimensional flow and thermal modeling of the friction stir welding process**The 2nd International Symposium on Friction stir welding. **Anais...**2000

COTA, A. B.; MODENESI, P. J.; BARBOSA, R.; SANTOS, D. B. Determination of CCT diagrams by thermal analysis of an HSLA bainitic steel submitted to thermomechanical treatment. **Scripta Materialia**, v. 40, n. 2, p. 165–169, dez. 1998.

CUI, L.; ZHANG, C.; LIU, Y.; LIU, X.; WANG, D.; LI, H. Recent progress in friction stir welding tools used for steels. **Journal of Iron and Steel Research International**, v. 25, n. 5, p. 477–486, 1 maio 2018.

DAVIS, C. L.; KING, J. E. Cleavage initiation in the intercritically reheated coarse-grained heat-affected zone: Part I. Fractographic evidence. **Metallurgical and Materials Transactions A**, v. 25, n. 3, p. 563–573, mar. 1994.

DENG, Z.; LOVELL, M. R.; TAGAVI, K. A. Influence of Material Properties and Forming Velocity on the Interfacial Slip Characteristics of Cross Wedge Rolling. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 123, n. 4, p. 647, 2001.

DET NORSKE VERITAS AS. **OFFSHORE STANDARD DNV-OS-F101**DNV, , out. 2013. Disponível em: <<https://www.dnvgl.com/>>. Acesso em: 2 set. 2019

DIALAMI, N.; CERVERA, M.; CHIUMENTI, M. Effect of the Tool Tilt Angle on the Heat Generation and the Material Flow in Friction Stir Welding. **Metals**, v. 9, n. 1, p. 28, jan. 2019.

DINDA, G. P.; RAMAKRISHNAN, A. Friction stir welding of high-strength steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 103, n. 9–12, p. 4763–4769, ago. 2019.

EROĞLU, M.; AKSOY, M. Effect of initial grain size on microstructure and toughness of intercritical heat-affected zone of a low carbon steel. **Materials Science and Engineering: A**, v. 286, n. 2, p. 289–297, jul. 2000.

FAIRCHILD, D.; KUMAR, A.; FORD, S.; NISSLEY, N.; AYER, R.; JIN, H.; OZEKIN, A. **Research Concerning the Friction Stir Welding of Linepipe Steels**Trends in Welding Research, Proceedings of the 8th International Conference. **Anais... In: TRENDS IN WELDING RESEARCH**. ASM International, 2009

FEULVARCH, E.; ROUX, J.-C.; BERGHEAU, J.-M. A simple and robust moving mesh technique for the finite element simulation of Friction Stir Welding. **Journal of Computational and Applied Mathematics**, Fifth International Conference on Advanced COmputational Methods in ENgineering (ACOMEN 2011). v. 246, p. 269–277, 1 jul. 2013.

FRIGAARD, Ø.; GRONG, Ø.; MIDLING, O. T. A process model for friction stir welding of age hardening aluminum alloys. **Metallurgical and Materials Transactions A**, v. 32, n. 5, p. 1189–1200, maio 2001.

GARCIA, C. I. 6 - High strength low alloyed (HSLA) steels. *In*: RANA, R.; SINGH, S. B. (Eds.). . **Automotive Steels**. [s.l.] Woodhead Publishing, 2017. p. 145–167.

HE, X.; GU, F.; BALL, A. A review of numerical analysis of friction stir welding. **Progress in Materials Science**, v. 65, p. 1–66, ago. 2014.

HERMENEGILDO, T. F. C.; SANTOS, T. F. A.; TORRES, E. A.; AFONSO, C. R. M.; RAMIREZ, A. J. Microstructural Evolution of HSLA ISO 3183 X80M (API 5L X80) Friction Stir Welded Joints. **Metals and Materials International**, v. 24, n. 5, p. 1120–1132, set. 2018.

HERMENEGILDO, T. F. C.; SILVA, A. C. S.; TORRES, E. A.; SANTOS, T. F. A.; RAMIREZ, A. J.; HERMENEGILDO, T. F. C.; SILVA, A. C. S.; TORRES, E. A.; SANTOS, T. F. A.; RAMIREZ, A. J. Desenvolvimento dos Parâmetros do Processo de Soldagem por Atrito com Pino Não Consumível para o Aço de Alta Resistência e Baixa Liga ISO 3183 X80M. **Soldagem & Inspeção**, v. 22, n. 2, p. 129–138, jun. 2017.

HERMENEGILDO, T. F. DA C. Soldagem por atrito com pino não consumível do aço de alta resistência ISO 3183 X80M. 2012.

HOYOS, J. J.; PEREIRA, V. F.; GIORJAO, R. R.; MCNELLEY, T. R.; RAMÍREZ, A. J. Effect of friction stir welding on hydrogen content of ISO 3183 X80M steel. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 22, p. 82–89, abr. 2016.

JANOVEC, J.; TAKAHASHI, M.; KURODA, T.; IKEUCHI, K. Microstructural and mechanical aspects of tempered ICCGHAZ of SQV-2A low alloy steel weld. **ISIJ International**, v. 40, n. Suppl, p. S44–S48, 2000.

KHANDKAR, M. Z. H.; KHAN, J. A.; REYNOLDS, A. P. Prediction of temperature distribution and thermal history during friction stir welding: input torque based model. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 8, n. 3, p. 165–174, jun. 2003.

KLIMENKO, S. A.; MUKOVOZ, YU. A.; LYASHKO, V. A.; VASHCHENKO, A. N.; OGORODNIK, V. V. On the wear mechanism of cubic boron nitride base cutting tools. **Wear**, v. 157, n. 1, p. 1–7, 14 ago. 1992.

KLIMENKO, S. A.; MUKOVOZ, YU. A.; POLONSKY, L. G. Cutting Tools of Superhard Materials. **Key Engineering Materials**, v. 114, p. 1–66, set. 1995.

KYFFIN, W. J. **FSW for repair of surface cracks in stainless steel** TWI, , out. 2007. LIENERT, T. J.; STELLWAG, W. L.; GRIMMETT, B. B.; WARKE, R. W. Friction Stir Welding Studies on Mild Steel. p. 9, 2003.

LIU, F. C.; HOVANSKI, Y.; MILES, M. P.; SORENSEN, C. D.; NELSON, T. W. A review of friction stir welding of steels: Tool, material flow, microstructure, and properties. **Journal of Materials Science & Technology**, v. 34, n. 1, p. 39–57, 1 jan. 2018.

LIU, F. C.; NELSON, T. W. In-situ material flow pattern around probe during friction stir welding of austenitic stainless steel. **Materials & Design**, v. 110, p. 354–364, 15 nov. 2016.

LUO, H.; WU, T.; WANG, P.; ZHAO, F.; WANG, H.; LI, Y. Numerical Simulation of Material Flow and Analysis of Welding Characteristics in Friction Stir Welding Process. **Metals**, v. 9, n. 6, p. 621, jun. 2019.

MATSUSHITA, M.; KITANI, Y.; IKEDA, R.; ENDO, S.; FUJII, H. Microstructure and Toughness of Friction Stir Weld of Thick Structural Steel. **ISIJ International**, v. 52, n. 7, p. 1335–1341, 2012.

MAZANCOVÁ, E.; MAZANEC, K. Physical metallurgy characteristics of the M/A constituent formation in granular bainite. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 64, n. 1–3, p. 287–292, fev. 1997.

MEHDI, H.; MISHRA, R. S. Analysis of Material Flow and Heat Transfer in Reverse Dual Rotation Friction Stir Welding: A Review. **International Journal of Steel Structures**, v. 19, n. 2, p. 422–434, abr. 2019.

MEHTA, K. P.; BADHEKA, V. J. Effects of Tilt Angle on the Properties of Dissimilar Friction Stir Welding Copper to Aluminum. **Materials and Manufacturing Processes**, v. 31, n. 3, p. 255–263, 17 fev. 2016.

MEYGHANI, B.; AWANG, M. B.; EMAMIAN, S. S.; MOHD NOR, M. K. B.; PEDAPATI, S. R. A Comparison of Different Finite Element Methods in the Thermal Analysis of Friction Stir Welding (FSW). **Metals**, v. 7, n. 10, p. 450, out. 2017.

MICALLEF, D.; CAMILLERI, D.; TOUMPIS, A.; GALLOWAY, A.; ARBAOUI, L. Local heat generation and material flow in friction stir welding of mild steel assemblies. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications**, v. 230, n. 2, p. 586–602, abr. 2016.

MISHRA, R. S.; MA, Z. Y. Friction stir welding and processing. **Materials Science and Engineering: R: Reports**, v. 50, n. 1, p. 1–78, 31 ago. 2005.

MISHRA, R. S.; MAHONEY, M. W. (EDS.). **Friction stir welding and processing**. Materials Park, Ohio: ASM International, 2007.

MIYAZAWA, T.; IWAMOTO, Y.; MARUKO, T.; FUJII, H. Development of high strength Ir based alloy tool for friction stir welding. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 17, n. 3, p. 213–218, 1 abr. 2012.

NAKATA, K. Friction stir welding of copper and copper alloys. **Welding International**, v. 19, n. 12, p. 929–933, dez. 2005.

NANDAN, R.; DEBROY, T.; BHADESHIA, H. Recent advances in friction-stir welding – Process, weldment structure and properties. **Progress in Materials Science**, v. 53, n. 6, p. 980–1023, ago. 2008.

NANDAN, R.; LIENERT, T. J.; DEBROY, T. Toward reliable calculations of heat and plastic flow during friction stir welding of Ti-6Al-4V alloy. **International Journal of Materials Research**, v. 99, n. 4, p. 434–444, abr. 2008.

NANDAN, R.; ROY, G. G.; DEBROY, T. Numerical simulation of three-dimensional heat transfer and plastic flow during friction stir welding. **Metallurgical and Materials Transactions A**, v. 37, n. 4, p. 1247–1259, 1 abr. 2006.

NANDAN, R.; ROY, G. G.; LIENERT, T. J.; DEBROY, T. Numerical modelling of 3D plastic flow and heat transfer during friction stir welding of stainless steel. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 11, n. 5, p. 526–537, 1 set. 2006.

NANDAN, R.; ROY, G. G.; LIENERT, T. J.; DEBROY, T. Three-dimensional heat and material flow during friction stir welding of mild steel. **Acta Materialia**, v. 55, n. 3, p. 883–895, 1 fev. 2007.

NELSON, T. W.; ANDERSON, S. J.; SEGRERA, D. J. **Friction stir welding of X-65 steel** Friction Stir Welding and Processing IV. **Anais... In: TMS ANNUAL MEETING**. Orlando, FL: 2007

NELSON, T. W.; ROSE, S. A. Controlling hard zone formation in friction stir processed HSLA steel. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 231, p. 66–74, maio 2016.

NORTON, S. J. **FERROUS FRICTION STIR WELD PHYSICAL SIMULATION**. Columbus, Ohio: The Ohio State University, 2006.

OZEKICIN, A.; JIN, H. W.; KOO, J. Y.; BANGARU, N. V.; AYER, R.; VAUGHN, G.; STEEL, R.; PACKER, S.; TECHNOLOGIES, M. A Microstructural Study of Friction Stir Welded Joints of Carbon Steels. **International Journal of Offshore and Polar Engineering**, v. 14, n. 4, p. 5, 2004.

PEDROSA, I. R. V.; CASTRO, R. S. DE; YADAVA, Y. P.; FERREIRA, R. A. S. Study of phase transformations In API 5L X80 Steel in order to increase its fracture toughness. **Materials Research**, v. 16, n. 2, p. 489–496, abr. 2013.

PRASANNA, P.; RAO, B. S.; RAO, G. K. M. Finite element modeling for maximum temperature in friction stir welding and its validation. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 51, n. 9, p. 925–933, 1 dez. 2010.

ROCHA, E. J. F.; ANTONINO, T. DE S.; GUIMARÃES, P. B.; FERREIRA, R. A. S.; BARBOSA, J. M. A.; ROHATGI, J. Modeling of the temperature field generated by the deposition of weld bead on a steel butt joint by FEM techniques and thermographic images. **Materials Research**, v. 21, n. 3, 2018.

ROSENTHAL, D. **The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments**. Cambridge: ASME, 1946.

ROZA, E. API 5L X80 ERW Pipelines: TenarisConfab & Usiminas Development. 6th, International Pipeline Conference, 2006. **Proceedings. Alberta, Canadá, American Society of Mechanical Engineers**, 2006.

RUSSEL, M. J.; SHERCLIFF, H. R. **Analytical modeling of microstructure development in friction stir welding** Proceedings of the first International Symposium

on Friction Stir Welding. **Anais... In: FIRST INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON FRICTION STIR WELDING**. Thousand Oaks, CA: jun. 1999

SAMPATH, K. An understanding of HSLA-65 plate steels. **Journal of Materials Engineering and Performance**, v. 15, n. 1, p. 32–40, 1 fev. 2006.

SANTILLANA, M. B. **Thermo-mechanical properties and cracking during solidification of thin slab cast steel**. [s.l.] Delft University of Technology, 2013.

SANTOS, T. F. A.; HERMENEGILDO, T. F. C.; AFONSO, C. R. M.; MARINHO, R. R.; PAES, M. T. P.; RAMIREZ, A. J. Fracture toughness of ISO 3183 X80M (API 5L X80) steel friction stir welds. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 77, n. 15, p. 2937–2945, out. 2010.

SANTOS, T. F. A.; IDAGAWA, H. S.; RAMIREZ, A. J. Thermal history in UNS S32205 duplex stainless steel friction stir welds. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 19, n. 2, p. 150–156, fev. 2014.

SANTOS, T. F. A.; TORRES, E. A.; HERMENEGILDO, T. F. C.; RAMIREZ, A. J. Development of ceramic backing for friction stir welding and processing. **Welding International**, v. 30, n. 5, p. 338–347, 3 maio 2016.

SCHMIDT, H. B.; HATTEL, J. H. Thermal modelling of friction stir welding. **Scripta Materialia**, v. 58, n. 5, p. 332–337, mar. 2008.

SCHMIDT, H.; HATTEL, J. Modelling heat flow around tool probe in friction stir welding. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 10, n. 2, p. 176–186, abr. 2005.

SCHMIDT, H.; HATTEL, J.; WERT, J. An analytical model for the heat generation in friction stir welding. **Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering**, v. 12, n. 1, p. 143–157, 1 jan. 2004.

SHANMUGAM, S.; MISRA, R. D. K.; MANNERING, T.; PANDA, D.; JANSTO, S. G. Impact toughness and microstructure relationship in niobium- and vanadium-microalloyed steels processed with varied cooling rates to similar yield strength. **Materials Science and Engineering: A**, v. 437, n. 2, p. 436–445, nov. 2006.

SHARMA, S. K.; MAHESHWARI, S. A review on welding of high strength oil and gas pipeline steels. **Journal of Natural Gas Science and Engineering**, v. 38, p. 203–217, fev. 2017.

SICILIANO, F. Materiais para gasodutos: Aços de alta resistência para dutos de transporte de gás e petróleo-tendências atuais. **Metalurgia & Materiais. São Paulo**, v. 64, n. 588, p. 208–211, 2008.

SIMAR, A.; LECOMTE-BECKERS, J.; PARDOEN, T.; MEESTER, B. DE. Effect of boundary conditions and heat source distribution on temperature distribution in friction stir welding. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 11, n. 2, p. 170–177, mar. 2006.

SOEIRO JUNIOR, J. C.; ROCHA, D. B.; BRANDI, S. D. Uma breve revisão histórica do desenvolvimento da soldagem dos aços API para tubulações. **Soldagem & Inspeção**, v. 18, n. 2, p. 176–195, jun. 2013.

SONG, M.; KOVACEVIC, R. Thermal modeling of friction stir welding in a moving coordinate system and its validation. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 43, n. 6, p. 605–615, maio 2003.

SOWARDS, J. W.; GNÄUPEL-HEROLD, T.; DAVID MCCOLSKEY, J.; PEREIRA, V. F.; RAMIREZ, A. J. Characterization of mechanical properties, fatigue-crack propagation, and residual stresses in a microalloyed pipeline-steel friction-stir weld. **Materials & Design**, v. 88, p. 632–642, 25 dez. 2015.

STEUWER, A.; BARNES, S. J.; ALTENKIRCH, J.; JOHNSON, R.; WITHERS, P. J. Friction Stir Welding of HSLA-65 Steel: Part II. The Influence of Weld Speed and Tool Material on the Residual Stress Distribution and Tool Wear. **Metallurgical and Materials Transactions A**, v. 43, n. 7, p. 2356–2365, 1 jul. 2012.

SUN, Z.; WU, C. S. A numerical model of pin thread effect on material flow and heat generation in shear layer during friction stir welding. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 36, p. 10–21, dez. 2018.

THOMAS, W. M.; NICHOLAS, E. D.; NEEDHAM, J. C.; MURCH, M. G.; TEMPLE-SMITH, P.; DAWES, C. J. **Friction stir butt welding, International Patent Application no. 9125978.8**, 1991.

TOUMPIS, A.; GALLOWAY, A.; CATER, S.; MCPHERSON, N. Development of a process envelope for friction stir welding of DH36 steel – A step change. **Materials & Design (1980-2015)**, v. 62, p. 64–75, 1 out. 2014.

VILLALOBOS, J. C.; DEL-POZO, A.; CAMPILLO, B.; MAYEN, J.; SERNA, S. Microalloyed Steels through History until 2018: Review of Chemical Composition, Processing and Hydrogen Service. **Metals**, v. 8, n. 5, p. 351, maio 2018.

WEI, L.; NELSON, T. W. Influence of heat input on post weld microstructure and mechanical properties of friction stir welded HSLA-65 steel. **Materials Science and Engineering: A**, v. 556, p. 51–59, 30 out. 2012.  
**Welding of Pipelines and Related Facilities, API Standard 1104 - 20th Edition**, 2005.

WITEK, M. Possibilities of using X80, X100, X120 high-strength steels for onshore gas transmission pipelines. **Journal of Natural Gas Science and Engineering**, v. 27, p. 374–384, nov. 2015.

YAMAMOTO, H.; DANNO, Y.; ITO, K.; MIKAMI, Y.; KOHAMA, K.; FUJII, H. Application of Friction Stir Processing to Weld Toe for Fatigue Strength Improvement of High-Strength Low-Alloy Steel Joint. **QUARTERLY JOURNAL OF THE JAPAN WELDING SOCIETY**, v. 36, n. 4, p. 1WL-4WL, 2018.

YAMAMOTO, S.; YOKOYAMA, H.; YAMADA, K.; NIIKURA, M. Effects of the Austenite Grain Size and Deformation in the Unrecrystallized Austenite Region on Bainite Transformation Behavior and Microstructure. **ISIJ International**, v. 35, n. 8, p. 1020–1026, 1995.

ZAJAC, S.; SCHWINN, V.; TACKE, K. H. Characterisation and Quantification of Complex Bainitic Microstructures in High and Ultra-High Strength Linepipe Steels. **Materials Science Forum**, v. 500–501, p. 387–394, nov. 2005.

ZHANG, W.; ROY, G. G.; ELMER, J. W.; DEBROY, T. Modeling of heat transfer and fluid flow during gas tungsten arc spot welding of low carbon steel. **Journal of Applied Physics**, v. 93, n. 5, p. 3022–3033, mar. 2003.

ZIENKIEWICZ, O. C.; CORMEAU, I. C. Visco-plasticity-plasticity and creep in elastic solids-a unified numerical solution approach: VISCO-PLASTICITY. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, v. 8, n. 4, p. 821–845, 1974.

ZYBIN, I.; TRUKHANOV, K.; TSARKOV, A.; KHEYLO, S. Backing plate effect on temperature controlled FSW process. **MATEC Web of Conferences**, v. 224, p. 01084, 2018.